

**UNIVERSITATEA “POLITEHNICA” TIMIȘOARA
FACULTATEA DE MECANICĂ**

TEZĂ DE DOCTORAT

CONDUCĂTOR ȘTIINȚIFIC:

PROF. DR. ING. IOAN NICOARĂ

DOCTORAND:

ING. ARISTICĂ MIHAI PLENICEANU

2009

**UNIVERSITATEA “POLITEHNICA” TIMIȘOARA
FACULTATEA DE MECANICĂ**

***OPTIMIZAREA PARAMETRILOR CONSTRUCTIVI ȘI DE
FIABILITATE A STRUCTURILOR TRIBOLOGICE
TURNATE ȘI SINTERIZATE DIN BAZALT***

CONDUCĂTOR ȘTIINȚIFIC:

PROF. DR. ING. IOAN NICOARĂ

**DOCTORAND:
ING. ARISTICĂ MIHAI PLENICEANU**

2009

CUPRINS

INTRODUCERE	i
A. Oportunitatea și obiectivele tezei.....	i
B. Prezentarea conținutului tezei.....	iv
CAPITOLUL I. PROCESE DE SINTERIZARE	1
1.1 Introducere.....	1
1.2 Categoriile ale proceselor de sinterizare.....	2
1.3 Fenomene de bază ale sinterizării.....	3
1.4 Variabile de sinterizare.....	4
1.5 Microstructuri policristaline.....	5
1.5.1 Tensiunea interfacială și microstructura.....	5
1.5.2 Unghiul de umectare.....	6
1.5.3 Unghiul diedru.....	7
1.5.4 Microstructuri cu o singură fază.....	7
1.5.5 Microstructuri cu mai multe faze.....	12
1.6 Faza inițială a sinterizării.....	16
1.6.1 Modelul cu două particule.....	16
1.6.1.1 Relații geometrice.....	16
1.6.1.2 Forțele motrice și mecanismul sinterizării în modelul cu două particule.....	18
1.6.1.3 Difuzia atomică și ecuațiile difuziei.....	20
1.6.1.4 Ipoteze simplificatoare și limitări ale modelului cu două particule.....	21
1.6.2 Cinetica sinterizării.....	22
1.6.3 Efectul variabilelor de sinterizare asupra cineticii sinterizării.....	23
1.6.3.1 Dimensiunea particulei.....	23
1.6.3.2 Temperatura.....	24
1.6.3.3 Presiunea.....	24
1.6.3.4 Compoziția chimică.....	25
1.6.4 Utilitatea și limitările teoriei stării inițiale a sinterizării.....	25
1.7 Faza intermediară și faza finală a sinterizării.....	25
1.7.1 Modelul fazei intermediare a sinterizării.....	26

1.7.1.1 Difuzia în rețea.....	27
1.7.1.2 Difuzia frontiera particulei.....	27
1.7.2 Modelul fazei finale a sinterizării.....	28
1.7.3 Incluziunile de gaze și densificarea.....	30
1.7.4 Compactarea pulberii și densificarea.....	30
1.8 Stadiul actual al cercetărilor privind folosirea materialelor bazaltice în construcția de mașini.....	31
1.8.1 Stadiul cercetărilor pe plan național.....	33
1.8.2 Identificarea substanțelor și a parametrilor de structură a rocilor de Bazalt.....	35
1.8.2.1 Considerații generale.....	35
1.8.2.2 Stabilirea substanțelor și a structurii procentuale din amestecurile bazaltice pe baza analizelor chimice.....	36
1.9 Tehnologii de realizare a pieselor din bazalt turnat și sinterizat.....	41
1.9.1 Tehnologia bazaltul turnat.....	41
1.9.2 Tehnologia bazaltul sinterizat.....	44
1.9.2.1 Metode experimentale privind tehnologia de elaborare a pieselor sinterizate din bazalt.....	45

CAPITOLUL II. PROIECTAREA EXPERIMENTELOR PRIN METODA

TAGUCHI.....	51
2.1 Introducere.....	51
2.2 Filozofia abordării Taguchi.....	56
2.3 Proiectarea Calității “off-line” Taguchi. Funcția Pierdere a Calității.....	60
2.3.1 Funcția pierdere a calității Taguchi.....	62
2.3.2 Expresia matematică a funcției pierdere pătratice Taguchi.....	63
2.3.3 Funcția pierdere pătratică Taguchi în cazul criteriilor țintă.....	65
2.3.4 Funcția pierdere pătratică Taguchi în cazul criteriilor de minimizat.....	67
2.3.5 Funcția pierdere pătratică Taguchi în cazul criteriilor de maximizat.....	67
2.4 Raportul Semnal/Zgomot (S/N Ratio).....	69
2.4.1 Utilizarea Raportului Semnal/Zgomot ca indicator de performanță în cazul criteriilor statice.....	69
2.4.1.1 Raportul Semnal/Zgomot pentru criteriile țintă.....	72

2.4.1.2 Raportul Semnal/Zgomot pentru criteriile ce trebuie minimizate.....	76
2.4.1.3 Raportul Semnal/Zgomot pentru criteriile ce trebuie maximizate.....	77
2.5 Proiectarea Calității “off-line” Taguchi. Proiectarea parametrilor.....	77
2.5.1 Matrici de experiențe fracționate ortogonale Taguchi standard.....	81
2.5.2 Planuri de experiențe Taguchi.....	83
2.5.3 Planuri de experiențe Taguchi combinate.....	85

CAPITOLUL III. NOȚIUNI FUNDAMENTALE PRIVIND TESTAREA ȘI

CONTROLUL DURABILITĂȚII..... 86

3.1 Introducere.....	86
3.2 Testarea durabilității.....	87
3.2.1 Adecvarea modelelor statistice utilizate la testarea durabilității.....	92
3.2.1.1 Testul Barr-Davidson.....	93
3.2.1.2 Testul Firkowicz.....	94
3.2.2 Estimarea parametrilor modelelor statistice utilizate la testarea durabilității.....	95
3.3 Controlul durabilității.....	99
3.4 Modele statistice utilizate în studiul durabilității.....	101
3.4.1 Modelul exponențial.....	104
3.4.2 Modelul Weibull.....	106
3.4.3 Modelul Rayleigh.....	107
3.4.4 Modelul Rayleigh generalizat (GRV).....	110
3.4.5 Modelul “ Putere “.....	113
3.4.6 Modelul Sedrakian.....	115
3.4.7 Modelul Gamma.....	116
3.4.8 Modelul Alpha.....	117
3.5 Teste speciale utilizate în analiza durabilității.....	119

CAPITOLUL IV. NOȚIUNI FUNDAMENTALE PRIVIND PROCESUL DE

UZARE..... 123

4.1 Definirea și importanța Tribologiei și Tribotehnicii, considerații generale cu privire la procesele de frecare și uzare.....	123
4.1.1 Cuple de frecare.....	123

4.1.2 Clasificarea cuplelor după condițiile de uzare.....	131
4.2 Calculul la uzură al cuplelor cinematice.....	134
4.2.1 Condiția de tangență a suprafețelor.....	134
4.2.2 Principii și etape utilizate în calculul la uzură al cuplelor cinematice.....	136
4.2.3 Calculul la uzură al suprafețelor conice.....	138
4.2.4 Calculul la uzură al cuplei cilindru-sabot.....	142
4.2.5 Calculul la uzură al cuplei arbore-lagăr de alunecare.....	147
4.2.6. Calculul la uzură al ghidajelor de alunecare prin translație.....	148
4.3 Dinamica uzurii organelor de mașini.....	151
4.4 Determinare uzurii maxime admisibile.....	158
4.4.1 Cazul pieselor reparabile.....	158
4.4.2 Cazul mecanismelor compuse.....	159
CAPITOLUL V. METODEDE ȘI INSTALAȚII EXPERIMENTALE PENTRU	
STUDIUL BAZALTULUI.....	160
5.1 Metoda și instalațiile de pregătire a pulberii bazaltice.....	160
5.2 Metoda și instalațiile de topire a pulberii bazaltice.....	164
5.3 Metoda și instalațiile de formare și presare a pulberii bazaltice.....	167
5.4 Metoda și instalațiile de uscare/calcinare și sinterizare a pulberii bazaltice compactate.....	169
5.5 Metoda și instalațiile pentru încercarea la uzură a bazaltului sinterizat.....	178
CAPITOLUL VI. REZULTATE EXPERIMENTALE.....	187
6.1 Aplicarea Metodei Taguchi.....	187
6.1.1 Alegerea matricei de experiențe, atribuirea factorilor și a nivelurilor acestora.....	187
6.1.2 Stabilirea ordinii condițiilor de experimentare.....	187
6.1.3 Determinarea variabilității în și între condițiile de experimentare.....	188
6.1.4 Analiza efectelor medii ale factorilor asupra raportului S/N.....	189
6.1.5 Analiza interacțiunilor factorilor.....	191
6.1.6 Analiza varianței cu metoda ANOVA.....	199
6.1.7 Analiza condițiilor optime și a performanței.....	202
6.1.8 Experimente de confirmare.....	206

6.1.8.1	Experimentul de confirmare numărul 1.....	206
6.1.8.2	Experimentul de confirmare 2.....	208
6.1.9	Simularea factorială completă a comportamentului sistemului.....	210
6.2	Aplicarea Metodei Suprafeței de Răspuns (RSM) – Planul de experiențe	
	Draper-Lin.....	217
6.2.1	Modelul statistic al planului de experiențe Draper-Lin.....	218
6.2.2	Planul de experiențe Draper-Lin și rezultatele experimentale.....	218
6.2.3	Analiza efectelor principale.....	220
6.2.4	Analiza varianței cu metoda ANOVA.....	226
6.2.5	Analiza interacțiunilor.....	227
6.2.6	Ecuția de regresie a modelului asociat planului de experiențe Draper-Lin.....	228
6.2.7	Matricea de corelații pentru efectele estimate.....	228
6.2.8	Estimarea rezultatelor pe baza modelului asociat planului de experiențe Draper-Lin.....	229
6.2.9	Analiza predicțiilor cu ajutorul metodei gradientului (metoda "pantei celei mai abrupte").....	231
6.2.10	Analiza valorii optime (maximizarea răspunsului).....	232
6.3	Analiza uzurii pastilelor de bazalt sinterizat.....	235
6.3.1	Modelul liniar general asociat uzurii medii.....	235
6.3.2	Modelul asociat duratei de viață a pastilelor de bazalt sinterizat.....	239
	CAPITOLUL VII. CONCLUZII FINALE, CONTRIBUȚII PERSONALE.....	247
7.1	Concluzii finale.....	247
7.2	Contribuții personale.....	251
7.3	Dirjecții viitoare de cercetare.....	252
	BIBLIOGRAFIE.....	253
	ANEXE	

A. Oportunitatea și obiectivele tezei

Expansiunea științei și tehnicii, în acest început de mileniu III, atrage după sine, în toate domeniile de activitate, folosirea în activitățile economice a tuturor resurselor materiale și umane în vederea creșterii productivității și calității, finalitatea fiind ascensiunea continuă a societății și bunăstarea oamenilor. Actuala etapă de dezvoltare a societății, caracterizată printr-o cerință acută de materii prime, materiale sau energie, necesită rezolvarea acestei probleme prin utilizarea cu chibzuință a resurselor, re folosirea și reciclarea neconstituind o soluție pe termen lung.

Numeroasele aprecieri asupra rezervelor mondiale exploatabile și calculate la actualul nivel de folosire și estimări ale termenelor de epuizare a acestor resurse, arată că: fierul ar ajunge pentru aproximativ 210 ani, cuprul pentru 35 ani, plumbul pentru numai 27 de ani, cărbunii pentru 280 – 300 de ani, iar petrolul pentru maximum 200 de ani.

Majoritatea pieselor de uzură sunt executate în prezent din oțeluri aliate și neferoase care, pe lângă faptul că devin din ce în ce mai deficitare din punctul de vedere al resursei, sunt și mai scumpe, datorită în special consumului mare de energie utilizat în procesul tehnologic de elaborare.

Una din marile preocupări ale cercetării științifice este punerea în valoare de noi resurse, de realizare a unor materiale noi, neconvenționale, care să înlocuiască materialele clasice deficitare și energointensive cu materiale care să posede caracteristici superioare, eficiență tehnico-economică mărită.

Caracteristicile materialelor folosite și tehnologiile de elaborare duc la creșterea calității pieselor și asigură fiabilitate ridicată în exploatare.

În vederea asigurării unor caracteristici fizico-mecanice superioare, optimizarea tehnologiilor de elaborare a unor materiale presupune folosirea din ce în ce mai mult a metodelor de investigare cu înaltă rezoluție, ce permit studiul în "profundzime" sau în straturile superficiale cu posibilitatea de intervenție interfazică în procesul de elaborare tehnologică.

Cunoașterea caracteristicilor de structură la nivel de rețea rezidă din răspunsul materialelor la solicitările mecanice, termice și fizico-chimice, de tipul de legătură interatomică, de aranjamentul structural al atomilor în edificiul cristalin, precum și de tipul și numărul imperfecțiunilor prezente la nivel de rețea.

INTRODUCERE

Pierderile masive de materii prime prin uzură abrazivă și coroziune au lansat în lumea științifică provocarea de a găsi înlocuitori cu proprietăți net superioare materialelor cunoscute, mai ales e vorba de materiale feroase și neferoase.

Dintre materialele studiate care trezesc un interes special îl reprezintă și bazaltul, o rocă magmatică, de culoare gri, compactă, răspândită larg pe suprafața globului. La noi în țară zăcămintele de bazalt sunt în zona Munților Banatului, Munților Perșani, Munților Apuseni cât și în zona Munților Poiana Ruscăi, fiind în cantități suficiente și omogene sub aspectul compoziției minerale, constituind o potențială sursă de materii prime pentru economia României.

Pentru a obține unele produse din bazalt prin turnare sau sinterizarea pulberilor sunt ridicate probleme deosebite specialiștilor și cercetătorilor din întreaga lume privind tehnologia de elaborare cât și în stabilirea tehnologiei de prelucrare.

În prezent, lipsesc criteriile fundamentate științific pe seama cărora se pot elabora și stăpâni procesele și regimurile de intervenție tehnologice la nivel de rețea cristalină de care depind proprietățile fizice și mecanice ale produselor realizate din bazalt.

Pentru eliminarea oricărei forme de tatonare empirică, pentru găsirea unor soluții optime este necesară stabilirea principiilor fundamentale care stau la baza soluțiilor tehnice, precum și a factorilor care contribuie la îmbunătățirea structurii și a regimului de aplicare a tratamentelor termice.

Necesitatea găsirii și valorificării unor surse noi de materii prime și materiale cu o ridicată eficiență tehnică și economică se impune datorită epuizării premature a unor materii prime tradiționale sau înlocuirea unor materiale clasice deficitare.

Un bun înlocuitor al materialelor metalice și nemetalice, roca de bazalt turnată sau sinterizată se distinge prin calități remarcabile ca: rezistență la abraziune, coroziune, stabilitate termică, conductibilitate termică redusă etc.

Pentru a putea concura cu succes, în contextul economic actual al pieței globalizate, organizațiile trebuie să-și îmbunătățească substanțial competitivitatea. Aceasta înseamnă că organizațiile trebuie să aibe abilitatea de a fabrica sau de a oferi servicii la un nivel calitativ ridicat și la un preț redus, produse sau servicii, ce satisfac complet necesitățile clienților. Numai acele organizații care își schimbă fundamental modul de proiectare, modul de dezvoltare a tehnologiilor și modul de fabricare a produselor sau oferire a serviciilor, vor fi viabile și profitabile în mediul concurențial al viitorului.

INTRODUCERE

În condițiile în care în prezent, majoritatea organizațiilor au adoptat TQM, una din posibilitățile de creștere a competitivității este introducerea proiectării robuste – Taguchi. În timp ce *calitatea ideală* (dorită de client) determină mărimea segmentului de piață și crearea de noi piețe, tehnicile și metodele proiectării robuste – Taguchi abordează *calitatea reală* (nedorită de client) și sunt extrem de importante pentru câștigarea cotei de piață în cadrul segmentului de piață.

Este evident că se dorește crearea și dezvoltarea unor sisteme care îndeplinesc cerințele cerute de calitatea ideală, însă realizarea practică a unor astfel de sisteme ideale este extrem de dificilă. Proiectarea robustă – Taguchi oferă posibilitatea optimizării sistemelor (produse, tehnologii sau servicii) în scopul obținerii unei *funcționări robuste* în care performanța produselor, tehnologiilor sau serviciilor are o minimă sensibilitate la factorii ce cauzează variabilitatea la cel mai mic cost posibil.

Pe de altă parte proiectarea robustă – Taguchi oferă un set de reguli, tehnici și metode speciale care permit măsurarea performanțelor și evaluarea pierderilor induse clienților și societății atât pentru proiectarea calității “off-line” cât și pentru controlul calității “on-line” .

În concret, teza își propune ca obiective:

1. Studiul științific al procesului de sinterizare, prezentarea stadiului actual al metodelor și tehnologiilor de turnare și sinterizare a bazaltului.
2. Studiul științific al grupului de tehnici și metode ce constituie proiectarea robustă – Taguchi.
3. Studiul științific al elementelor fundamentale privind testarea și controlul durabilității.
4. Studiul științific al elementelor fundamentale privind procesul de uzare.
5. Studiul științific al metodelor și instalațiilor experimentale pentru analiza bazaltului.
6. Îmbunătățirea procesului de turnare și sinterizare prin utilizarea fiolelor de cuarț.
7. Proiectarea și realizarea unei matrițe de presare a pulberii de bazalt.
8. Analiza posibilităților de îmbunătățire a rezistenței la compresiune a bazaltului sinterizat prin adăugare de TiO_2 și aplicarea planurilor de experiențe Taguchi.
9. Proiectarea și realizarea unui dispozitiv pentru debitarea pastilelor de bazalt.
10. Proiectarea și realizarea unei instalații pentru încercarea la uzură a pastilelor de bazalt.

INTRODUCERE

11. Compararea planului de experiențe Taguchi cu planul factorial complet simulat și cu planurile de experiențe caracteristice metodologiei suprafețelor de răspuns.
12. Modelarea matematică a uzurii pastilelor de bazalt și modelarea matematică a duratei de viață a acestora.

B. Prezentarea conținutului tezei

Obiectivele propuse au condus la structurarea lucrării într-un număr de 7 capitole, al căror conținut este prezentat în continuare.

În **Capitolul 1 – Procese de sinterizare** – extins pe 50 de pagini, se prezintă procesul general de fabricare a pieselor sinterizate, categoriile proceselor de sinterizare, fenomenele de bază ale sinterizării precum și variabilele de sinterizare. În continuare se face o analiză a microstructurilor policristaline prezentându-se tensiunea interfacială și microstructura, unghiul de umectare și unghiul diedru. Se face în continuare o prezentare a microstructurilor cu o singură fază și a microstructurilor cu mai multe faze. Se analizează faza inițială a sinterizării, luându-se în considerare modelul cu două particule pentru care se prezintă relațiile geometrice, forțele motrice și mecanismul sinterizării, difuzia atomică și ecuațiile difuziei, ipoteze simplificatoare și limitări ale modelului cu două particule. În continuare se face o prezentare a cineticii sinterizării, a efectului variabilelor de sinterizare asupra cineticii sinterizării, analizându-se cele mai importante variabile de sinterizare și anume, dimensiunea particulei, temperatura, presiunea și compoziția chimică. Se fac aprecierii asupra utilității și limitărilor teoriei stării inițiale a sinterizării. Se analizează în continuare faza intermediară și faza finală a sinterizării, analizându-se modelul fazei intermediare a sinterizării, aici prezentându-se difuzia în rețea și difuzia frontierei particulei, apoi se analizează modelul fazei finale a sinterizării, respectiv modul în care incluziunile de gaze și compactarea pulberii influențează densificarea. Se prezintă în continuare stadiul actual al cercetărilor privind folosirea materialelor bazaltice în construcția de mașini, în acest sens punându-se accentul pe stadiul cercetărilor pe plan național, apoi se prezintă modul în care se realizează identificarea substanțelor și a parametrilor de structură a rocilor de bazalt, modul în care se realizează stabilirea substanțelor și a structurii procentuale din amestecurile bazaltice pe baza analizelor chimice. În final se prezintă tehnologiile de realizare a

INTRODUCERE

pieselor din bazalt turnat și sinterizat precum și metodele experimentale privind tehnologia de elaborare a pieselor sinterizate din bazalt.

În **Capitolul 2** – *Proiectarea experimentelor prin metoda Taguchi* – extins pe 35 de pagini, se face o sinteză asupra stadiului actual al metodelor și tehnicilor utilizate în proiectarea robustă – Taguchi. Se prezintă principalele etape în aplicarea metodelor statistice precum și elementele principale ale instrumentarului statistic. În continuare se analizează filozofia abordării Taguchi, prezentându-se comparativ strategia clasică de minimizare a cauzelor variațiilor și strategia lui Genichi Taguchi de minimizare a impactului factorilor – zgomot respectiv tehnicile și metodele folosite în Proiectarea Robustă Taguchi. Se prezintă în continuare funcția „Pierdere a Calității” introdusă de Genichi Taguchi pentru cuantificarea sub formă de pierderi financiare ale consecințelor pentru producători și clienți ale nivelului calității unui produs, definindu-se expresia matematică a acestei funcții pentru trei cazuri ale criteriilor de calitate (țintă, de minimizat, de maximizat). Se analizează apoi utilizarea raportului Semnal/Zgomot ca indicator de performanță în cazul criteriilor statice, definindu-se rapoartele Semnal/Zgomot pentru criteriile țintă, criteriile ce trebuie minimizate și pentru criteriile ce trebuie maximizate. Se prezintă proiectarea calității “off-line” Taguchi și anume proiectarea parametrilor, matricile de experiențe fracționate ortogonale Taguchi standard. În final se prezintă planurile de experiențe Taguchi și planuri de experiențe Taguchi combinate.

În **Capitolul 3** – *Noțiuni fundamentale privind testarea și controlul durabilității* – extins pe 37 de pagini, se prezintă dezvoltare puternică actuală a tehnicilor statistice orientate spre controlul calității, fiabilitate și teoria durabilității. În continuare se prezintă modul în care testarea și controlul durabilității se încadrează în fluxul tehnologic de fabricație, schema desfășurării unui experiment pentru testarea durabilității precum și cele mai uzuale teste de durabilitate. Se analizează apoi una din problemele cele mai importante în testarea durabilității care este, adecvarea modelelor statistice în cazul eșantioanelor incomplete. În acest sens se analizează Testul Barr-Davidson, care este o variantă a testului Kolmogorov-Smirnov și se aplică în testările de durabilitate fără înlocuire, Testul Firkowicz, care este un test rapid pentru cazul “r din n”. Se analizează în continuare, posibilitățile de estimare a

INTRODUCERE

parametrilor modelelor statistice utilizate la testarea durabilității. În ceea ce privește Controlul durabilității, se prezintă modele statistice utilizate în studiul durabilității.

Principalele modele statistice utilizate în studiul durabilității care sunt analizate sunt: Modelul exponențial, Modelul Weibull, Modelul Rayleigh, Modelul Rayleigh generalizat (GRV), Modelul “ Putere “, Modelul Sedrakian, Modelul Gamma și Modelul Alpha. În final sunt prezentate teste speciale utilizate în analiza durabilității.

În **Capitolul 4** – *Noțiuni fundamentale privind procesul de uzare* – extins pe 37 de pagini, se definește și se prezintă importanța Tribologiei și Tribotehnicii, se fac considerații generale cu privire la procesele de frecare și uzare. În continuare se prezintă tipurile de cuple de frecare utilizate frecvent în construcția de mașini. Apoi se prezintă principalele ecuații de calcul a uzurii, dependența dintre perioadele fiabilității și zonele uzurii, principalele tipuri de uzare fundamentale și derivate. Se face în continuare clasificarea cuplelor după condițiile de uzare. Se prezintă modul de calcul la uzură al cuplelor cinematice pe baza condiției de tangență a suprafețelor. În continuare se prezintă principii și etapele utilizate în calculul la uzură al cuplelor cinematice, prezentându-se calculul după presiunile de pe suprafețele de frecare respectiv calculul mărimii uzurii și determinarea formei suprafeței uzate. Se prezintă apoi calculul la uzură al suprafețelor conice, calculul la uzură al cuplei cilindru-sabot, calculul la uzură al cuplei arbore-lagăr de alunecare și calculul la uzură al ghidajelor de alunecare prin translație. Se prezintă elemente privind dinamica uzurii organelor de mașini. În final, în scopul determinării durabilității organelor de mașini se face determinarea uzurii maxime admisibile pentru cazul pieselor reparabile și cazul mecanismelor compuse.

În **Capitolul 5** – *Metode și instalații experimentale pentru studiul bazaltului* – extins pe 27 de pagini, se prezintă metoda și instalațiile de pregătire a pulberii bazaltice. În acest sens sunt prezentate operațiile efectuate pentru obținerea pulberii bazaltice: *Spălarea bazaltului* (instalație de spălare cu jet de apă), *uscarea bazaltului* (instalație de uscare cu aer condiționat), *sortarea bazaltului* (masă de sortare), *sfărâmarea bazaltului* (concasor), *cernerea bazaltului* (sită de cernere cu ochiuri de 5 mm), *măcinarea bazaltului* (moară cu bile tip MB-600), *controlul și eliminarea corpurilor metalice* (microscop cu lumină polarizată, tunel electromagnetic), *cernerea pulberii de bazalt* (sită cu mărimea ochiurilor de 1,0 mm), *prepararea amestecului pulbere*

INTRODUCERE

bazalt-liant (aracet, oleină și apă), *omogenizarea amestecului pulbere bazalt-liant* (malaxor). Pentru analiza elementelor componente a pulberii de bazalt s-a utilizat tehnica de microanaliză cu radiații X (EDAX), prezentându-se elementele componente ale pulberii de bazalt. În continuare se prezintă metoda și instalațiile de topire a pulberii bazaltice, elementele componente ale pulberii de bazalt și în premieră topirea bazaltului în fiole de cuarț. Se prezintă în continuare metoda și instalațiile de formare și presare a pulberii bazaltice (în Anexa I se prezintă 2 tipuri de matrițe de presare proiectate). În continuare se prezintă metoda și instalațiile de uscare/calcinare și sinterizare a pulberii bazaltice compactate, *uscarea și calcinarea* pieselor realizându-se într-un cuptor de calcinare, *sinterizarea și răcirea* pieselor de bazalt compactate realizându-se într-un cuptor de sinterizare. Se prezintă apoi, elementele componente ale bazaltului sinterizat. S-au analizat imaginile suprafețelor bazaltului topit și sinterizat cu ajutorul unui microscop electronic de baleiaj *Inspect S*, prezentându-se imaginile pentru bazaltul topit și bazaltul sinterizat, de asemenea fiind prezentate difractogramele pentru pulberea de bazalt, bazaltul topit și bazaltul sinterizat. Se prezintă în continuare metoda și instalațiile pentru încercarea la uzură a bazaltului sinterizat, proiectându-se un dispozitiv pentru susținerea pieselor de bazalt sinterizat și modul în care, cu ajutorul unui dispozitiv cu pânză diamantată au fost debitate pastile de bazalt sinterizat de 4mm grosime. Se prezintă apoi 2 discuri de frâne de Dacia Supernova care au fost rectificat, apoi realizate 16 găuri (la 30°) de adâncime 2 mm. Se prezintă modul de fixare al pastilelor de bazalt. Pentru realizarea încercărilor la uzură a discului dotat cu pastile de bazalt sinterizat s-a pornit de la ideea utilizării discului de frână cu pastile de bazalt ca și dispozitiv de frânare, încercările realizându-se pe o mașină de frezat. S-a prezentat faptul că toate încercările au fost efectuate pe o durată de 1h, măsurându-se uzura medie la pastile și la discurile corespunzătoare că s-a luat în calcul ca durată de funcționare timpul până la care uzura plăcuțelor este cea maximă, adică 2 mm. În continuare s-au prezentat elementele caracteristice ce apar la o roată de autovehicul de tip Dacia și elementele caracteristice sistemului de frânare. S-a prezentat modul de realizare a presiunii la discul cu pastile de bazalt sinterizat printr-un montaj în care presiunea se realizează prin intermediul unei chei dinamometrice plasată pe capul de lucru al frezei. În final se prezintă uzura rezultată în cadrul încercărilor de uzură și respectiv modul de măsurare a uzurii

INTRODUCERE

În **Capitolul 6** – *Rezultate experimentale* – extins pe 53 de pagini, autorul aplică metoda de proiectare robustă – Taguchi la îmbunătățirea rezistenței la compresiune a bazaltului sinterizat prin adăugare de TiO_2 . În acest sens s-a procedat la alegerea matricei de experiențe, atribuirea factorilor și a nivelurilor acestora, stabilirea ordinii condițiilor de experimentare, determinarea variabilității în și între condițiile de experimentare, analiza efectelor medii ale factorilor asupra raportului S/N. Pe baza acestor elemente s-a determinat condiția optimă pe baza analizei efectelor medii ale factorilor. În continuare s-a efectuat analiza interacțiunilor factorilor, rezultând condiția optimă pe baza analizei interacțiunilor factorilor. S-a efectuat apoi analiza varianței cu metoda ANOVA, determinând influențele factorilor semnificativi (inclusiv factorul eroare). S-a efectuat în continuare analiza condițiilor optime și a performanței, prezentându-se situația comparativă a parametrilor condiției curente versus condiției îmbunătățite. S-au realizat 2 experimente de confirmare, prezentându-se situația comparativă a parametrilor condiției previzionate versus condițiilor obținute prin experimentele de confirmare. A fost apoi realizată o simulare factorială completă a comportamentului sistemului, rezultând condiția optimă pe baza simulării experimentului factorial complet. În continuare s-a aplicat Metoda Suprafeței de Răspuns (RSM) cu planul de experiențe Draper-Lin. S-a determinat apoi ecuația de regresie a modelului asociat planului de experiențe Draper-Lin, estimându-se rezultatele pe baza modelului asociat planului de experiențe Draper-Lin. În continuare s-a prezentat o comparație între valorile așteptate (previzionate) ale metodelor Taguchi și RSM (plan Draper-Lin). S-a efectuat analiza predicțiilor cu ajutorul metodei gradientului (metoda "pantei celei mai abrupte") și analiza valorii optime (maximizarea răspunsului). S-a efectuat o comparație între diferitele metode de estimare, măsurare și calcul a valorii rezistenței la compresiune. În final s-a realizat analiza uzurii pastilelor de bazalt sinterizat, modelarea matematică a uzurii pastilelor de bazalt precum și modelarea matematică a duratei de viață a acestora.

În **Capitolul 7** au fost prezentate concluziile finale și principalele contribuții teoretice și aplicative ale tezei precum și câteva direcții de cercetare viitoare.

Cele mai alese sentimente de recunoștință și mulțumiri Domnului **Prof. Dr. Ing. Ioan Nicoară** pentru îndrumarea competentă și îndemnul permanent dat pentru finalizarea acestei lucrări.

PROCESE DE SINTERIZARE

1.1 Introducere

Sinterizarea este o tehnică de procesare utilizată pentru a produce materiale cu densitate controlată din pulberi metalice și/sau pulberi ceramice prin aplicarea de energie termică. Sinterizarea este de fapt una din cele mai vechi tehnologii umane, cu origini în preistorie, având în vedere fabricarea vaselor de ceramică și producerea uneltelor și armelor metalice fabricate din fier spongios. Una din cele mai importante utilizări ale sinterizării în epoca modernă este fabricarea componentelor sinterizate din materiale ceramice, inclusiv bazalt, cu o mare rezistență la uzură, la agenți chimici etc. Sinterizarea este categorisită în conceptul sinteză/procesare printre cele patru elemente de bază ale științei materialelor și ingineriei, așa cum se prezintă în fig. 1.1.

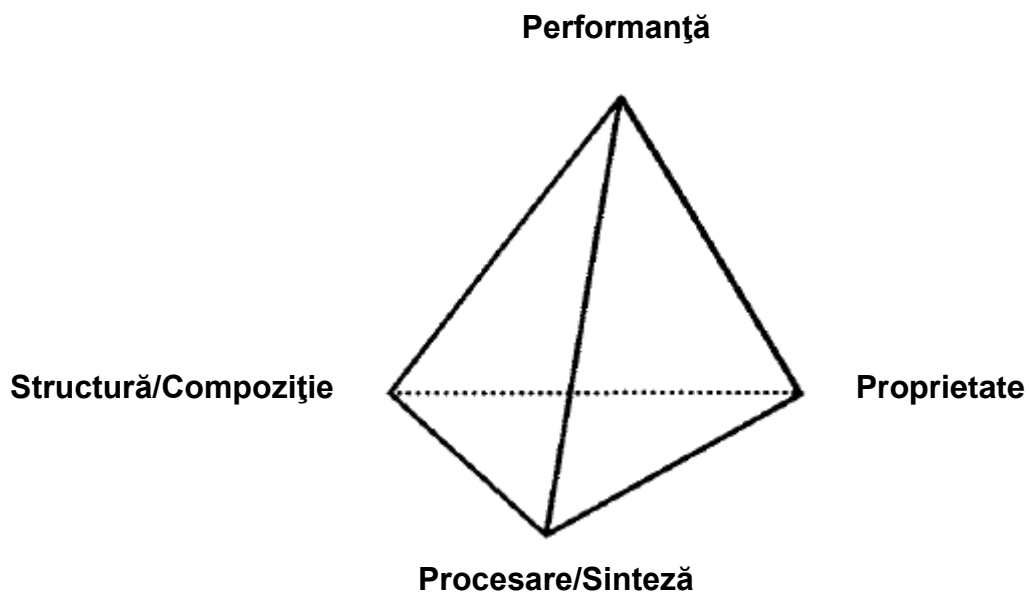


Fig.1.1 Cele patru elemente de bază ale științei materialelor și ingineriei

În figura 1.2, se prezintă procesul general de fabricare a pieselor sinterizate. Spre deosebire de alte tehnologii de fabricație, diferitele etape de procesare și variabilele corespunzătoare trebuie luate în considerare. De exemplu în etapa de „formare”, se poate folosi o compactare simplă în matriță, presiune isostatică, turnare, injecție etc. Funcție de tehnica de „formare”, condițiile de sinterizare se modifică și de asemenea

proprietățile de sinterizare pot varia considerabil. În etapa de sinterizare pot fi folosite tehnici și variabile de proces diferite care pot induce variații în microstructura și proprietățile materialului sinterizat.

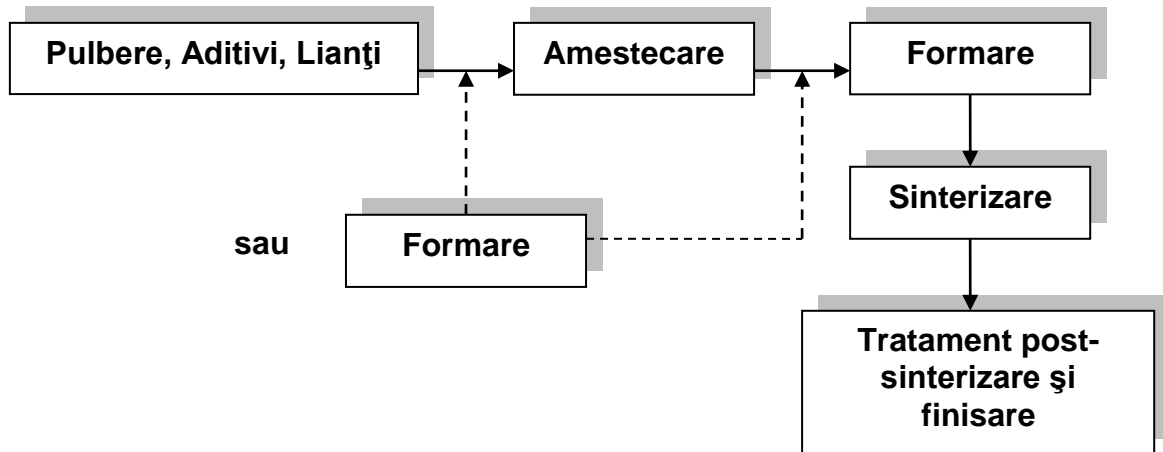


Fig. 1.2 Procesul general de fabricație a pieselor sinterizate

1.2 Categoriile ale proceselor de sinterizare

Procesele de sinterizare pot fi împărțite în două categorii: *sinterizare în stare solidă* și *sinterizare în stare lichidă*. Sinterizarea în stare solidă are loc atunci când pulberea compactată este densificată complet în stare solidă la temperatura de sinterizare, în timp ce sinterizarea în fază lichidă are loc atunci când starea lichidă este prezentă în pulberea compactată în timpul sinterizării. Diferitele tipuri de sinterizare sunt explicate folosind o diagramă de fază schematică, deși tipul optim de sinterizare depinde de material și/sau scopul sinterizării. În figura 1.3 se prezintă cele două categorii într-o diagramă de fază schematică.

La temperatura T_1 , sinterizarea în stare solidă are loc în pulberea compactată A-B cu compoziția X_1 , în timp ce la temperatura T_3 , are loc sinterizarea în stare lichidă în aceeași compoziție de pulbere compactată. Se pot folosi de asemenea și alte tipuri de sinterizare, ca de exemplu sinterizarea în fază lichidă tranzientă și sinterizarea în flux vâscos.

Sinterizarea în fază lichidă tranzientă este de fapt o combinație între sinterizarea în fază lichidă și sinterizarea în fază solidă. Această tehnică de sinterizare presupune formarea fazei lichide în starea inițială, care apoi va dispărea pe măsura evoluției

CAPITOLUL I

sinterizării în stare solidă, $\Delta\lambda$ este legat de înlocuirea suprafețelor solid/vapori (interfețe) cu interfețe solid/solid.

În figura 1.4 se prezintă modul în care are loc reducerea energiei interfaciale totale prin densificare și creșterea particulelor.

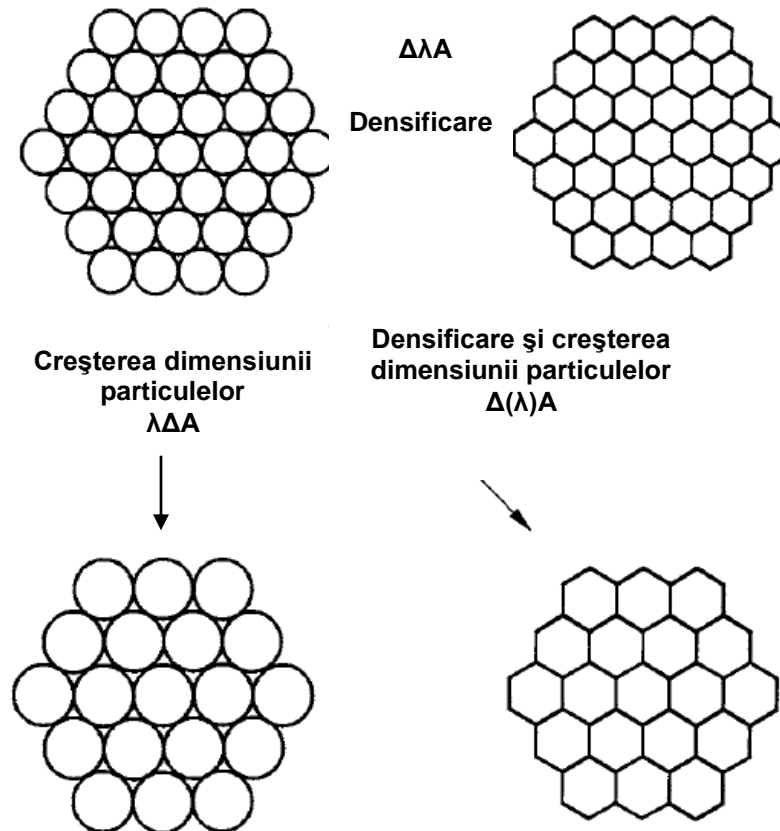


Fig. 1.4 Fenomene de bază ce apar în timpul sinterizării (Suk-Joong, 2005)

1.4 Variabile de sinterizare

Variabilele care determină sinterabilitatea și microstructura pieselor sinterizate se împart în două categorii: variabile de material și variabile de proces.

Variabilele de material influențează compresibilitatea pulberii (densificarea și creșterea particulelor).

Celelalte variabile sunt în principal variabile termodinamice. Variabilele care afectează sinterabilitatea și microstructura pieselor sinterizate sunt prezentate în tabelul 1.1.

CAPITOLUL I

Variabile de material	Pulbere	Formă, mărime, distribuție, aglomerare, posibilitatea de amestecare etc.
	Chimie	Compoziție, impurități, non-stoichiometrie, omogenitate etc.
Variabile de proces	Temperatură, timp, presiune, atmosferă, rata de încălzire și răcire etc.	

Tab.1.1 Variabile care influențează sinterabilitatea și microstructura pieselor sinterizate

1.5 Microstructuri policristaline

1.5.1 Tensiunea interfacială și microstructura

Microstructura policristalină este cea care se observă după sinterizarea pulberii compactate la densitatea maximă. În cazul materialelor policristaline omogene, această microstructură este determinată în general de tensiunea interfacială. În figura 1.5 este prezentată starea de echilibru între trei tensiuni interfaciale.

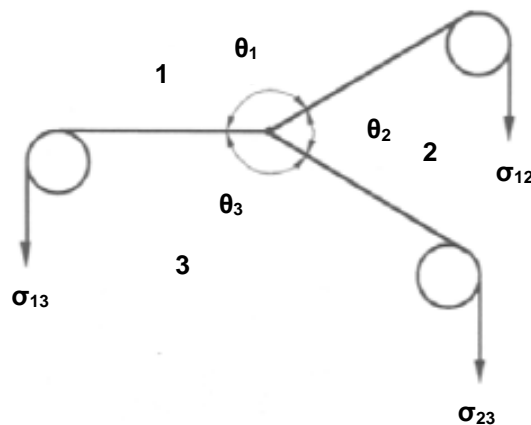


Fig. 1.5 Echilibru între trei tensiuni interfaciale

Pentru acest tip de geometrie, este satisfăcută legea sinusurilor din relația (1.2)

$$\frac{\sigma_{12}}{\sin\theta_3} = \frac{\sigma_{23}}{\sin\theta_1} = \frac{\sigma_{31}}{\sin\theta_2} \quad (1.2)$$

Unde σ_{ij} este forța de tensiune per unitatea de lungime acționând asupra fazei k

1.5.2 Unghiul de umectare

Unghiul de umectare este definit ca unghiul dintre interfețele solid/lichid și lichid/vapori atunci când o picătură de lichid este plasată pe un substrat solid, așa cum se prezintă în figura 1.6.

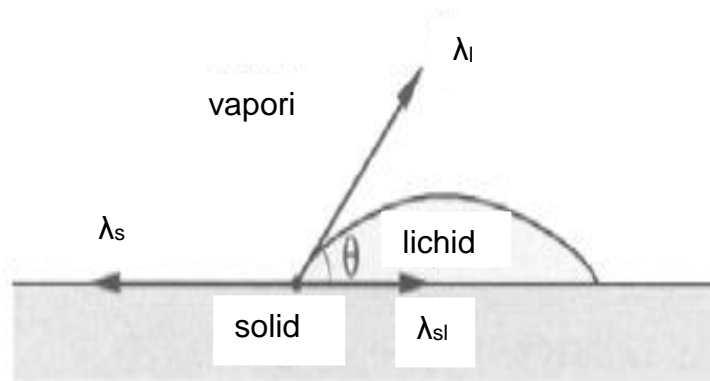


Fig. 1.6 Tensiunile interfaciale și unghiul de umectare

Atunci când se ia în considerare un echilibru al forțelor într-o direcție paralelă cu substratul, atunci relația (1.3) va fi satisfăcută dacă se presupune că $\sigma = \lambda$

$$\lambda_s = \lambda_{sl} + \lambda_l \cos \theta \quad (1.3)$$

În această relație θ reprezintă unghiul de umectare, λ_s reprezintă energia de suprafață a solidului, λ_l energia de suprafață a lichidului și λ_{sl} energia interfacială solid/lichid.

Conform figurii 1.6, deoarece nu există o forță de compensare pe verticală, nu există un echilibru real între cele trei faze. Atunci când $\lambda_s \geq \lambda_{sl} + \lambda_l$, θ este 0° și solidul este complet umectat de către lichid.

Umectabilitatea unui lichid asupra unui substrat solid, reprezintă o proprietate importantă într-o gamă largă a proceselor ce implică materiale bazaltice, ceramice etc.

Cu scăderea unghiului de umectare, adică creșterea umectabilității, se amplifică densificarea în sinterizarea în faza lichidă și se îmbunătățește priza în cazul lipirilor.

1.5.3 Unghiul diedru

Unghiul format la joncțiunea între două particule (figura 1.7) se numește unghi diedru. Dacă tensiunile interfaciale sunt în echilibru la această joncțiune, atunci este satisfăcută relația (1.4)

$$\lambda_b = \lambda_{\alpha\beta} \cos \frac{\Phi}{2} \quad (1.4)$$

Unde λ_b este energia limitei particulei fazei α , $\lambda_{\alpha\beta}$ energia interfacială între fazele α și β iar Φ este unghiul diedru.

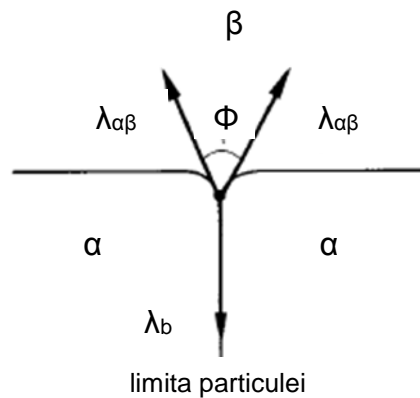


Fig. 1.7 Tensiunile interfaciale și unghiul diedru

Unghiul diedru este determinat numai de energiile interfaciale și este independent de presiunile din faze. Aceasta înseamnă că unghiul diedru este constant, indiferent de presiunea fazei β . Dacă β este o fază de vapori, Φ este mai mare de 120° deoarece λ_s este de obicei mai mare ca λ_b . În general λ_s este de 2-3 ori mai mare ca λ_b și Φ este în jur de 150° . Dacă unghiul diedru este constant și muchiile joncțiunii sunt distribuite aleatoriu în cele trei dimensiuni, unghiul măsurat care are frecvența maximă de apariție este adevăratul unghi diedru.

1.5.4 Microstructuri cu o singură fază

Într-un material cu o singură fază, microstructura este determinată de energia de la frontiera particulei, care variază cu orientarea cristalografică între particulele

adiacente. În figura 1.8 se prezintă schematic energia unei frontiere înclinate simetric cu unghiul de înclinare θ .

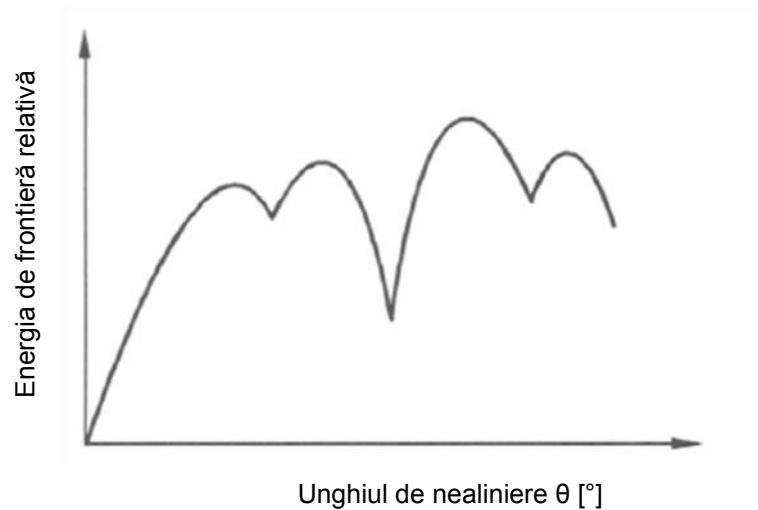


Fig. 1.8 Variația energiei de frontieră a particulei pentru frontiere înclinate simetric cu unghiul de înclinare θ

După cum se observă din figură, energia de la frontiera particulei nu este constantă precum și faptul că microstructurile locale, care sunt determinate de condiția de echilibru a tensiunii, pot varia. Însă, pentru o formă de echilibru a particulei, se poate presupune că energia de la frontiera particulei este constantă. Această ipoteză este valabilă pentru o structură de tip "balon de săpun". Forma de echilibru a unui "balon de săpun", este determinată de două condiții:

- *Minimizarea suprafeței interfaciale totale în condițiile echilibrului tensiunii interfaciale;*
- *Ocuparea completă a spațiului, fără goluri.*

Prin *formă de echilibru* se înțelege forma particulelor cu aceeași formă și dimensiuni.

În cazul bi-dimensional, poligonul care satisface condițiile precedente este un hexagon. În cazul tri-dimensional, condiția de echilibru a tensiunii suprafeței necesită condiția ca colțul particulelor să fie un punct unde se întâlnesc 6 planuri (frontierele particulei) și 4 linii (muchii particulei). Această geometrie este realizată de 6 "baloane de săpun" care se întâlnesc într-un punct central sub o formă tetraedrală (figura 1.9).

CAPITOLUL I

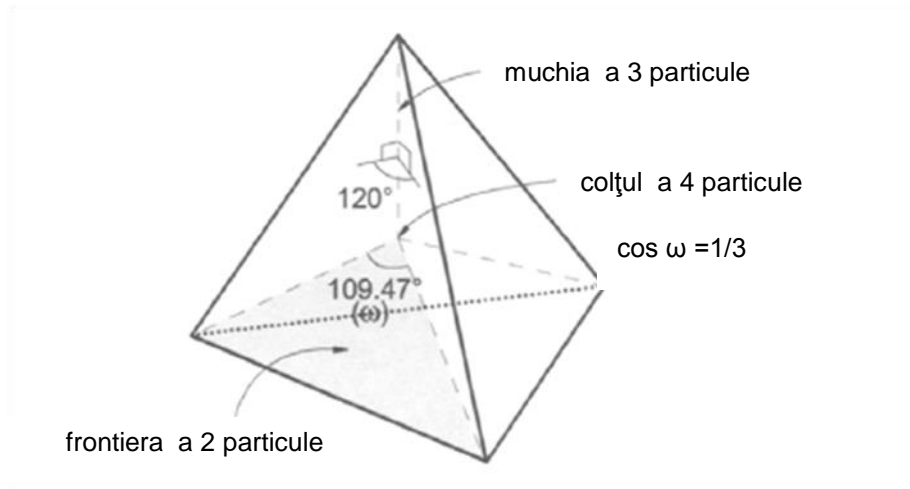


Fig. 1.8 Echilibrul de tip "balon de săpun" într-o formă tetraedrală

Conform figurii 1.8, numărul de colțuri a unei particule care satisface această geometrie este calculat a fi aproximativ 22,8. De aceea nu există un poliedru de echilibru care satisface condiția de echilibru a tensiunii interfaciale. Poliedrul care are numărul de colțuri apropiat de această valoare este dodecaedronul pentagonal sau tetrakaidecaedron. Un dodecaedron pentagonal este compus din 12 pentagoane și are 20 de colțuri iar un tetrakaidecaedron este compus din 6 pătrate regulate și 6 hexagoane regulate, având 24 de colțuri (figura 1.9).

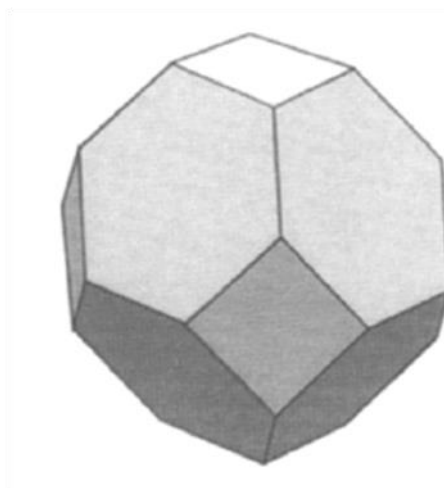


Fig. 1.9 Forma unui tetrakaidecaedron (un octaedron trunchiat)

Se poate spune, din acest motiv, că nu există o formă de particulă de echilibru și nici o microstructură de echilibru în policristalele mari. Însă, atunci când tetrakaidecaedronul este încadrat într-o rețea cubică cu corp centrat (bcc), spațiul

CAPITOLUL I

este complet ocupat, deși condiția de echilibru a tensiunii interfaciale nu este îndeplinită. Într-o microstructură cu o singură fază tri-dimensională, așa cum se prezintă în figura 1.8, 4 particule se întâlnesc într-un punct, 3 particule se întâlnesc la o muchie și 2 particule se întâlnesc pe un plan.

Particulele observate în microstructurile reale au multe colțuri similare cu cele din figura 1.8 și au frontiere curbe.

Toate microstructurile satisfac însă o relație topologică reprezentată de legea lui Euler, care relaționează diversele dimensiuni într-o figură geometrică.

Dacă se notează cu C – colțul, E – muchia, P – poligonul și cu B – corpul ca fiind numerele geometriilor dimensionale 0-, 1-, 2- și respectiv 3-, legea lui Euler este dată în relația (1.5)

$$C - E + P - B = 1 \quad (1.5)$$

Această ecuație este independentă de numărul și forma oricărei geometrii. Pentru o figură bi-dimensională, este satisfăcută relația $C - E + P = 1$. În figura 1.10 este prezentată o microstructură bi-dimensională în care 3 poligoane se întâlnesc într-un punct.

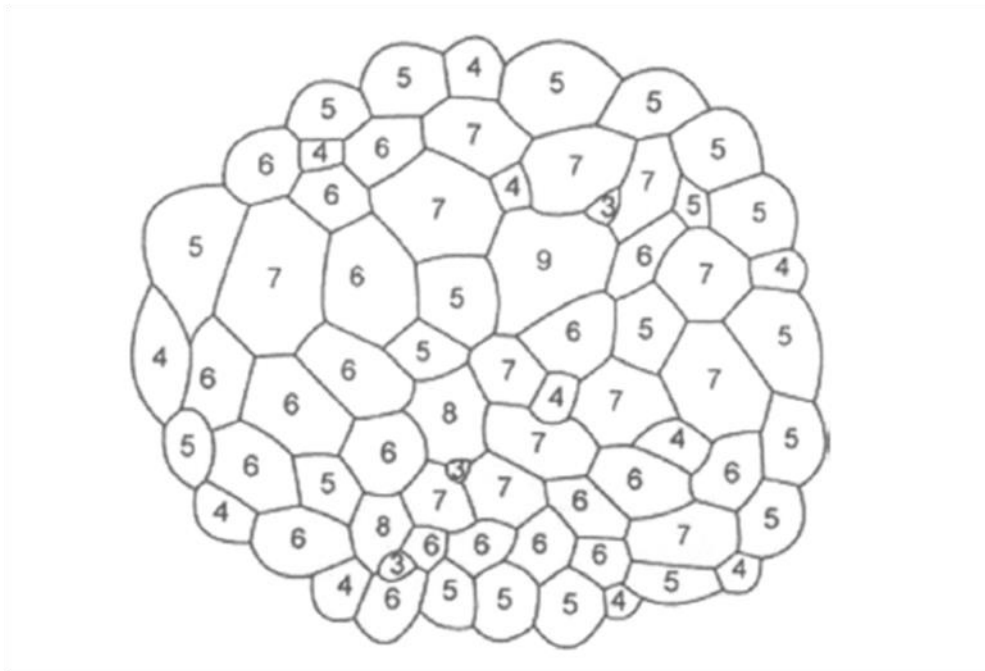


Fig. 1.10 Relația topologică într-o rețea de poligoane (microstructură schematizată)

CAPITOLUL I

Pentru o structură bi-dimensională, $3C = \sum nP_n + E_c$, unde P_n este numărul de poligoane cu n muchii și E_c numărul de colțuri parțial comune de la periferia figurii unde doar două poligoane formează un colț. Spre deosebire de colțuri, o muchie se formează atunci când două poligoane se întâlnesc. De aceea, $2E = \sum nP_n + E_b$, unde E_b este numărul de muchii necomune de la periferie. Atunci când aceste relații sunt introduse în ecuația (1.5) se obține ecuația din relația (1.6), figura 1.10 satisfăcând-o.

$$\sum(6 - n)P_n - E_b \quad (1.6)$$

Dacă se notează cu P numărul total de poligoane și cu p_n fracțiunea cu n -laturi, ecuația din relația (1.6) se transformă în ecuația din relația (1.7).

$$\sum(6 - n)p_n = (E_b + 6)/P \quad (1.7)$$

Pentru o microstructură cu un număr mare de poligoane, membrul drept al relației (1.7) poate fi neglijat, obținându-se relațiile (1.8a) și (1.8b).

$$\sum(6 - n)p_n = 0 \quad (1.8a)$$

$$4p_2 + 3p_3 + 2p_4 + 1p_5 \pm 0p_6 - 1p_7 - 2p_8 - \dots - (n - 6)p_n = 0 \quad (1.8b)$$

Ecuația (1.8b) indică faptul că particula medie dintr-o microstructură bi-dimensională este un hexagon și că poligoanele sunt astfel distribuite încât să satisfacă ecuația. De exemplu dacă este prezentă în microstructură o particulă triunghiulară, atunci trebuie să existe de asemenea o particulă cu 9 laturi sau două particule cu 7 laturi. Pentru frontiere ale particulelor cu aceeași energie și deci un unghi diedru de 120° , o particulă cu mai mult de 6 laturi are, în medie, frontiere concave iar o particulă cu mai puțin de 6 laturi are, în medie, frontiere convexe.

Pentru o microstructură tri-dimensională, poate fi obținută de asemenea o relație între poliedre (B), poligoane (P), muchii (E) și colțuri (C) folosind ecuația din relația (1.5), obținându-se ecuația din relația (1.9)

CAPITOLUL I

$$\sum (6 - n) P_n = 6(B + 1) \quad (1.9)$$

Dacă se consideră \bar{n} numărul mediu de muchii ale tuturor poligoanelor, $\sum n P_n / P$, atunci ecuațiile din relațiile (1.10a), (1.10b), (1.10c), (1.10d), sunt adevărate.

$$C/B = \bar{n} / [(6 - \bar{n}) - 6/P] \quad (1.10a)$$

$$P/B = 6 / [(6 - \bar{n}) - \bar{n}/C] \quad (1.10b)$$

$$\bar{n} = 6[1 - (B + 1)/P] \quad (1.10c)$$

$$P - C = B + 1 \quad (1.10d)$$

Dacă o microstructură este constituită din tetrakaidecaedroane, atunci:

$P/B = 7$, $C/B = 6$ și $\bar{n} = 36/7$.

1.5.5 Microstructuri cu mai multe faze

Microstructura cu mai multe faze este determinată în general de echilibrul local între tensiunile interfaciale. În figura 1.11 se prezintă schematic forma locală a 3 particule în contact.

Atunci când echilibrul local în tensiuni este menținut, atunci legea sinusurilor din relația (1.2) este satisfăcută.

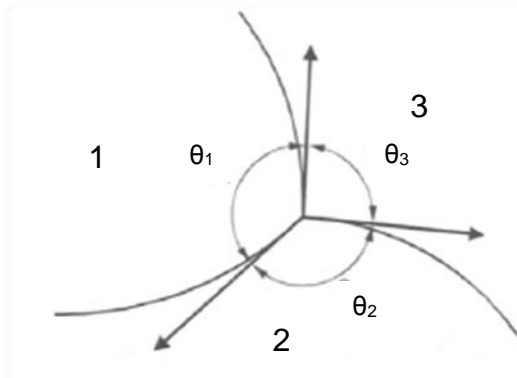


Fig. 1.11 Tensiunile interfaciale la echilibru între 3 particule

CAPITOLUL I

O a doua fază prezentă la joncțiunea a 3 particule (numită joncțiune triplă) poate avea diferite forme funcție de unghiul diedru. În figura 1.12 se prezintă distribuția unei a doua faze cu diferite unghiuri diedre într-o microstructură bi-dimensională.

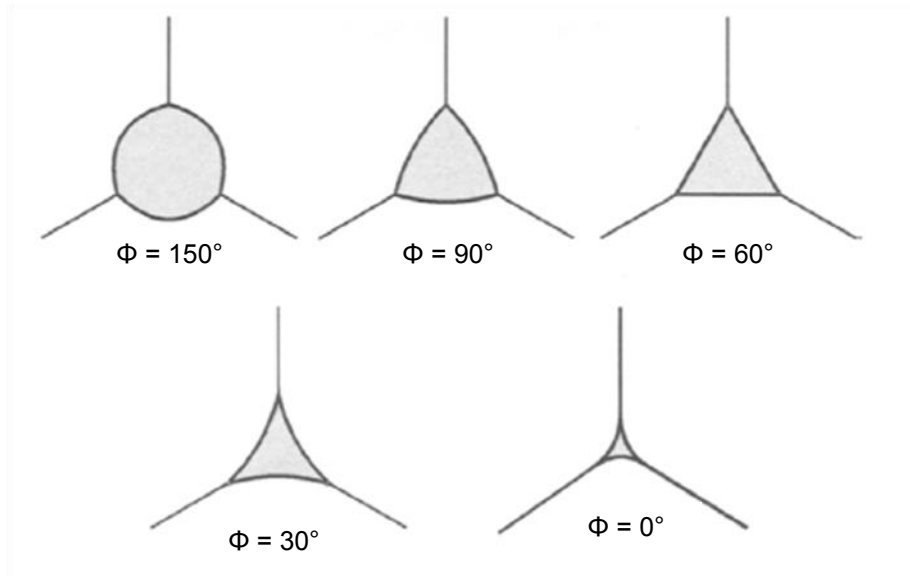


Fig. 1.12 Distribuția fazei a doua cu diferite unghiuri diedre într-o microstructură bi-dimensională

Într-o microstructură tri-dimensională, faza a a doua este alungită de-alungul muchiilor a 3 particule pe măsură ce unghiul diedru Φ scade și formează o rețea continuă când Φ este $\leq 60^\circ$. În figura 1.13 arată schematic distribuția unei a doua faze pentru Φ mai mic sau mai mare de 60° .

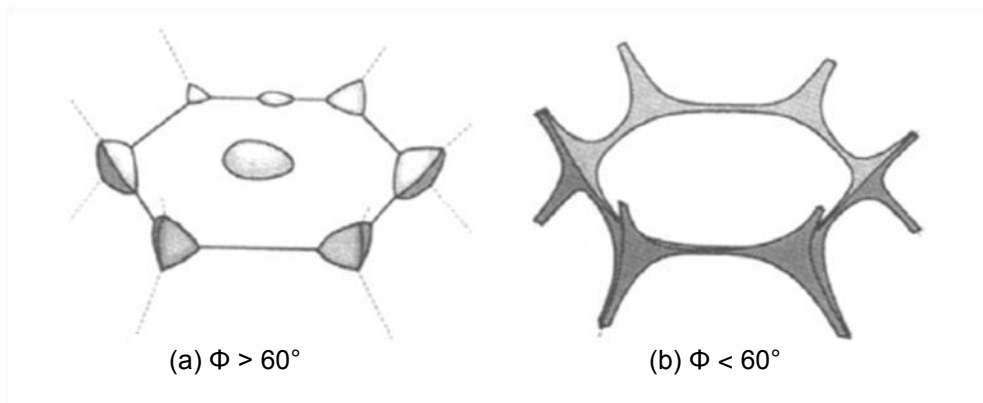


Fig. 1.13 Distribuția tri-dimensională a fazei a doua cu unghiul diedru $\Phi > 60^\circ$ respectiv $\Phi < 60^\circ$

CAPITOLUL I

Conform figurii 1.13, faza a doua este izolată pentru $\Phi > 60^\circ$ dar este continuă de-a lungul muchiilor celor trei particule pentru $\Phi < 60^\circ$.

Atunci când unghiul diedru este 0° , o peliculă lichidă este prezentă frontierei particulei și toate particulele sunt separate. În realitate însă, unele frontiere ale particulelor pot rămâne intacte (frontiere ale particulelor de joasă energie) deoarece energia la frontiera particulei nu este constantă. Pe de altă parte, cercetări recente arată că prezența unei pelicule lichide între particule poate depinde de modul de procesare a pulberii compactate chiar unghiul diedru este 0° .

Grosimea peliculei lichide în ceramică a fost prevăzută și apoi măsurată a fi de mai puțin de câțiva nm și de a fi aproape invariabilă cu presiunea externă de ordinul a 10 atmosfere. Însă, conform cu cele mai recente investigații, o peliculă de lichid se poate forma la frontierele particulelor uscate și să crească în timpul creșterii particulelor.

Pentru un unghi diedru dat și o fracțiune volumică a fazei a doua dată (matrice), particulele iau forma care are energia interfacială minimă.

S-a calculat (Suk-Joong, 2005) energia interfacială a particulei ca o funcție a fracțiunii volumice matricei și unghiului diedru în raport cu energia la frontiera particulei a unei particule dodecaedrale rombică cu lungimea muchiei „1”.

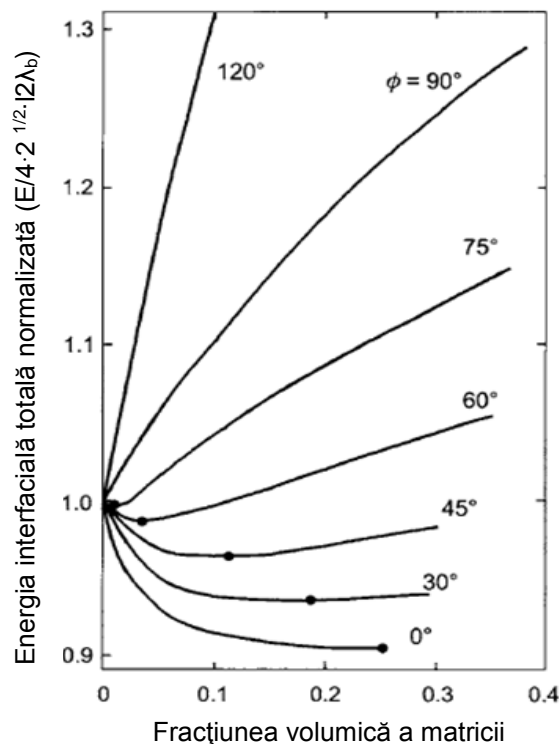


Fig. 1.13 Variația calculată a energiei interfaciale totale E în raport cu fracțiunea volumică a matricei (la un volum constant al particulelor)

CAPITOLUL I

Curbele din figura 1.14, care au fost calculate pentru particule de volum constant, arată că există o fracțiune volumică specifică a matricii necesară pentru a obține o energie interfacială minimă pentru un unghi diedru dat al sistemului. Valorile minime ale lui E fiind prezentate prin cercurile de culoare neagră. Atunci când unghiul diedru $\Phi > 90^\circ$, un policristal complet dens fără o a doua fază are energia interfacială minimă deoarece energia interfacială crește monoton pe măsură ce fracțiunea volumică a matricii crește. Pe de altă parte, pentru un sistem cu un unghi diedru $\Phi < 90^\circ$, energia interfacială minimă este obținută cu o fracțiune specifică a fazei matricii. Se consideră spre exemplu un policristal cu o singură fază cu particule dodecaedrale rombice compactate bcc în contact cu un lichid care formează un unghi diedru de 30° . În acest caz, lichidul penetrează policristalul până când fracțiunea sa volumică este de $\approx 18\%$ iar particulele devin rotunjite cu toate că conectivitatea lor este menținută prin frontierele particulelor. Când fracțiunea volumică a lichidului este $< 18\%$, particulele sunt mai puțin rotunjite decât cele din compactul cu 18% . Pe de altă parte, pentru mai mult de 18% lichid, excesul de lichid de peste 18% rămâne în afara compactului. Curbele calculate peste minim în raport cu fracțiunea volumică a matricii pentru $\Phi > 0^\circ$ arată energiile interfaciale obținute atunci când excesul de matrice este împins în compact până când particulele devin sferice. Discuția de până acum indică faptul că, atunci când fracțiunea matricii nu este egală cu cea asociată cu energia interfacială minimă pentru un unghi diedru dat, există o forță motrice pentru particule pentru a obține o formă cu energie interfacială minimă. Cu alte cuvinte, există o anumită presiune (ca de exemplu presiunea efectivă necesară pentru a obține o formă cu energie interfacială minimă) prezentă în și la compact. În cazul unui compact în sinterizarea în stare solidă unde faza a doua este formată din vapori, presiunea efectivă este presiunea de sinterizare. Pentru un volum constant de solid și un volum variabil de matrice, presiune efectivă este dată în relația (1.11) și care indică faptul că presiunea efectivă este invers proporțională cu dimensiunea particulei și proporțională cu panta curbei calculate în figura 1.13

$$P_e = -\frac{(1-f_m)^2}{V_g} \left[\frac{\partial E}{\partial f_m} \right]_{V_g} \quad (1.11)$$

Unde f_m este fracțiunea volumică a matricii, V_g , volumul unei particule și E , energia totală interfacială a particulei.

1.6 Faza inițială a sinterizării

1.6.1 Modelul cu două particule

1.6.1.1 Relații geometrice

Dacă se consideră particule de formă sferică de aceeași dimensiune, sinterizarea pulberii compactate poate fi asimilată ca sinterizarea între două particule, așa cum se prezintă în figura 1.15. În figura 1.15a se prezintă un model geometric pentru două particule sferice fără contracție la care distanța dintre particule nu se modifică dar dimensiunea punții crește pe măsura creșterii timpului de sinterizare iar în figura 1.15b se prezintă un model geometric pentru două particule sferice cu contracție la care dimensiunea punții crește cu creșterea timpului de sinterizare prin transportul de material între particule, de unde apariția contracției.

În cazul fără contracție (figura 1.15a), dacă unghiul diedru între particule este de 180° , și dacă dimensiunea particulei nu se schimbă în timpul sinterizării, raza curburii punții r , suprafața punții A și volumul punții V , sunt date în relațiile (1.12), (1.13) și (1.14). În cazul cu contracție (figura 1.15b), valorile geometrice sunt date în relațiile (1.15), (1.16) și (1.17).

$$r \approx \frac{x^2}{2a} \quad (1.12)$$

$$A \approx 2\pi x 2r = \frac{2\pi x^3}{a} \quad (1.13)$$

$$V = \int A dx = \frac{\pi x^4}{2a} \quad (1.14)$$

$$r \approx \frac{x^2}{4a} \quad (1.15)$$

$$A \approx \frac{\pi x^3}{a} \quad (1.16)$$

$$V \approx \frac{\pi x^2 2r}{2} = \frac{\pi x^4}{4a} \quad (1.17)$$

Unde: a – raza particulei; r – raza punții

CAPITOLUL I

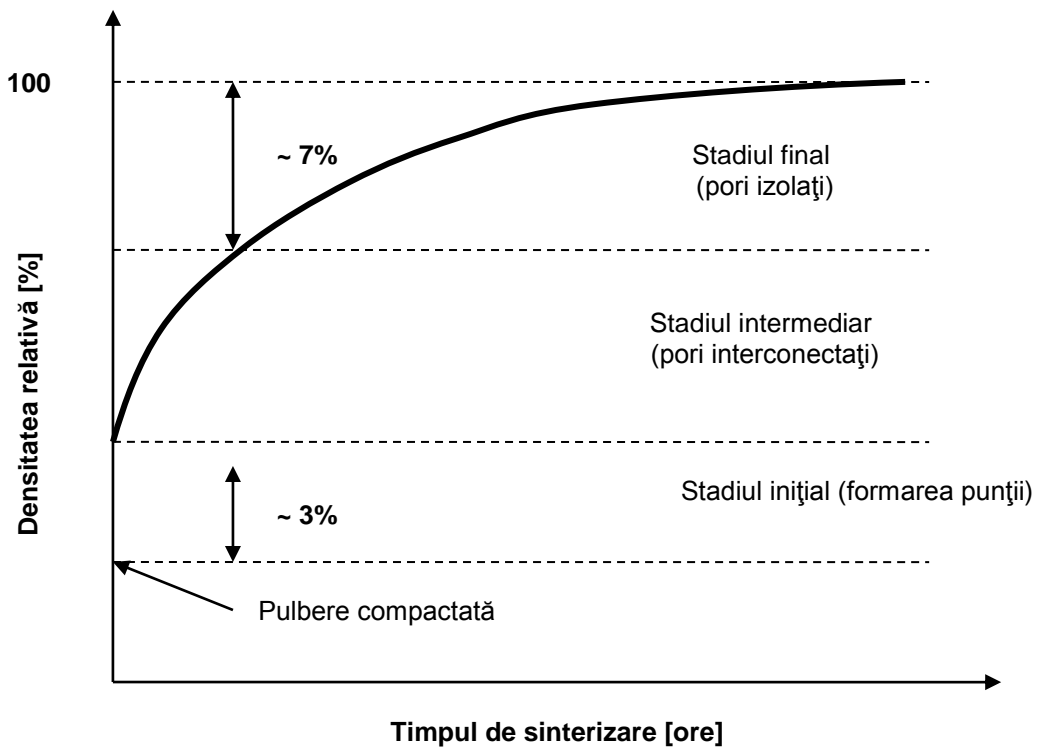


Fig. 1.14 Curba de densificare a pulberii compactate și cele 3 stadii de sinterizare

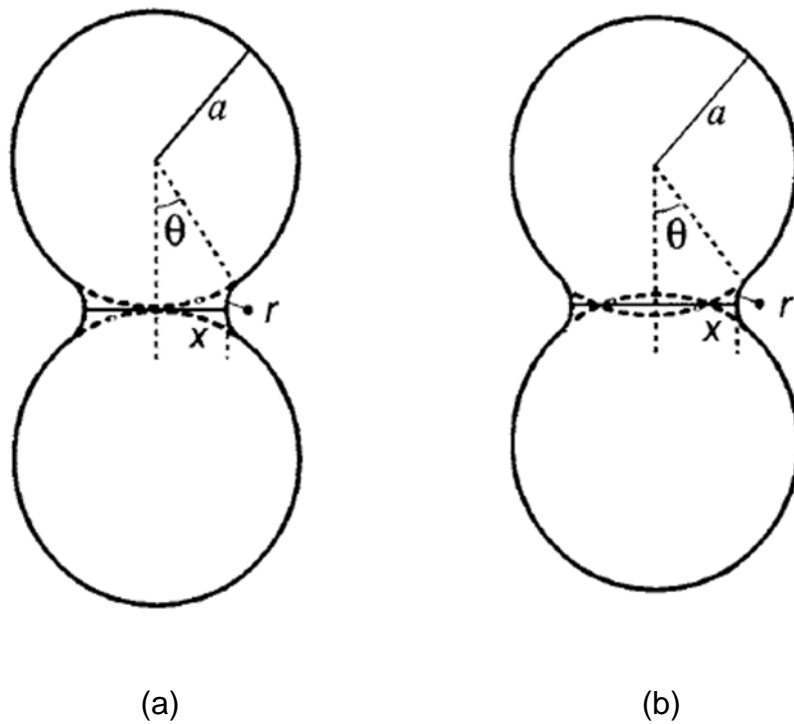


Fig. 1.15 Modelul cu două particule
(a) fără contracție (b) cu contracție

CAPITOLUL I

Comparând relațiile (1.12) – (1.14) cu relațiile (1.15) – (1.17), se observă că dacă apare contracție, valorile corespunzătoare sunt jumătate din cele fără contracție. Dacă unghiul diedru este mai mic de 180° , la fel ca în sistemele reale, valorile lui r sunt mai mari decât cele din relațiile (1.12) și (1.15). În absența contracției, r se calculează cu relația (1.18).

$$r = \frac{x^2}{2a \left[1 - \left(\frac{x}{a} \right) \sin \frac{\phi}{2} - \cos \frac{\phi}{2} \right]} \approx \frac{x^2}{2a \left(1 - \cos \frac{\phi}{2} \right)} \quad \frac{x}{a} \ll 1 \quad (1.18)$$

1.6.1.2 Forțele motrice și mecanismul sinterizării în modelul cu două particule

Forța motrice a sinterizării constă în diferențele în presiunea volumică, concentrația vacanțelor și presiunea vaporilor – fenomene paralele – datorită diferențelor în curbura suprafeței particulelor. Pentru geometria din figura 1.15, diferența de presiune ΔP este dată în relația (1.19), diferența concentrației vacanțelor ΔC este dată în relația (1.20) iar diferența presiunii vaporilor Δp este dată în relația (1.21).

$$\Delta P = P_a - P_r = \lambda_s \left(\frac{2}{a} + \frac{1}{r} - \frac{1}{x} \right) \cong \frac{\lambda_s}{r} \quad (a \gg x \gg r) \quad (1.19)$$

$$\Delta C_\varepsilon = C_{\varepsilon, \infty} \frac{V'_m \lambda_s}{RT r} \quad (1.20)$$

$$\Delta p = p_\infty \frac{V_m \lambda_s}{RT r} \quad (1.21)$$

Unde λ_s este energia specifică de suprafață a solidului, V'_m este volumul molar al vacanțelor și V_m este volumul molar al solidului. Diferențele date în relațiile (1.19), (1.20) și (1.21), induc transportul de material. Mecanismele majore de transport de material și parametrii corespunzători sunt date în tabelul 1.2 iar în figura 1.16 sunt ilustrate aceste mecanisme. Mecanismul dominant poate varia funcție de dimensiunea particulelor, raza punții, temperatura și timpul pentru un sistem dat. Unele din mecanismele de transport contribuie la densificare și contracție, altele nu.

CAPITOLUL I

Mecanismul transportului de material	Sursa de material	Absorbția materialului	Parametrii corespunzători
1. Difuzia în rețea	Frontiera particulei	Punte	Difuzivitatea rețelei, D_l
2. Difuzia frontierei particulei	Frontiera particulei	Punte	Difuzivitatea limitei particulei, D_b
3. Flux vâscos	Întreaga particulă	Punte	Vâscozitate, η
4. Difuzia de suprafață	Suprafața particulei	Punte	Difuzivitatea suprafeței, D_s
5. Difuzia în rețea	Suprafața particulei	Punte	Difuzivitatea rețelei, D_l
6. Transport în fază gazoasă			
6.1 Evaporare/ Condensare	Suprafața particulei	Punte	Diferența presiunii de vapori, Δp
6.2 Difuzia de gaz	Suprafața particulei	Punte	Difuzivitatea gazoasă, D_g

Tab. 1.2 Mecanismele transportului de material în timpul sinterizării

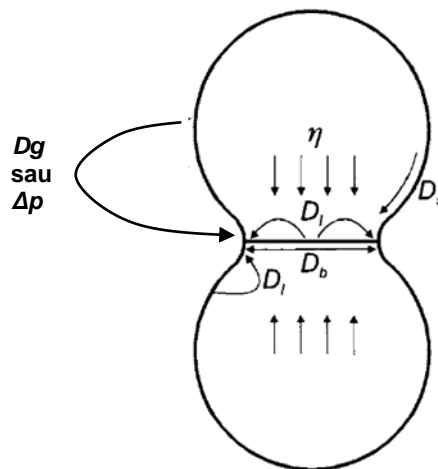


Fig. 1.16 Mecanismele transportului de material în timpul sinterizării

Distanța interparticule poate fi redusă numai prin deplasarea materialului prin flux vâscos sau prin transportul de material de la frontiera particulei prin deplasarea atomilor. Atunci când materialul se deplasează în zona punții de la suprafața particulei, distanța interparticule nu este redusă ci dimensiunea punții crește prin redistribuirea materialului. De aceea, frontiera particulei este sursa materialului de transport pentru densificare și contracție în pulberile cristaline compactate

1.6.1.3 Difuzia atomică și ecuațiile difuziei

Difuzia este cel mai important mecanism de sinterizare. Mecanismul de difuzie este legat de deplasarea atomilor datorită unei diferențe în concentrația vacanțelor. Deplasarea atomilor poate fi interpretată din punct de vedere fizic în două feluri astfel: deplasarea atomilor ca rezultat al difuziei vacanțelor datorită diferenței (gradientului) în concentrația vacanțelor și deplasarea atomilor însăși datorită unei diferențe (gradient) în tensiune.

În termeni de deplasare a vacanțelor, fluxul vacanțelor este dat în relația (1.22).

$$J_{\text{vac}} = -D_v \nabla C_v = \frac{D_v C_{v,\infty} V_m'}{RT} (\Delta P) \frac{1}{L} \quad (1.22)$$

Unde D_v este coeficientul difuziei vacanțelor, C_v este concentrația vacanțelor pe unitatea de volum, $C_{v,\infty}$ este concentrația de echilibru a vacanțelor în materialul cu o suprafață plană și L distanța de difuzie.

În termeni de deplasare a atomilor, fluxul vacanțelor este dat în relația (1.23).

$$J_{\text{atom}} = -C_a B_a \nabla (\mu_a - \mu_v) \quad (1.23)$$

Unde C_a este concentrația atomică pe unitatea de volum, B_a este mobilitatea atomilor, μ_a este potențialul chimic al atomilor și μ_v potențialul chimic al vacanțelor.

Ecuția din relația (1.23) este aplicabilă în ipoteza că B_a este invariabilă cu locația atomilor. Considerând că (Suk-Joong, 2005) vacanțele, în medie, nu se deplasează dacă formarea și anihilarea vacanțelor se petrec în mod liber și concentrația vacanțelor în orice regiune este în echilibru local, nu va fi nici o diferență în potențialul chimic a unei vacanțe în diferite locații și efectiv nici o deplasare a vacanțelor. Ecuția din relația (1.23) poate fi rescrisă sub forma din relația (1.24).

$$J_{\text{atom}} = -C_a B_a \nabla \mu_a = -C_a \frac{D_a}{RT} \nabla \sigma V_m = -\frac{D_a}{RT} \nabla \sigma = -\frac{D_a}{RT} (\Delta P) \frac{1}{L} \quad (1.24)$$

Unde D_a este coeficientul de difuzie atomică și σ este presiunea.

CAPITOLUL I

Ecuția (1.24) este aceeași cu ecuația (1.22) deoarece $D_v C_v = D_a C_a$. De aceea se poate folosi oricare din aceste relații pentru a descrie cinetica sinterizării ce are loc prin difuzie.

În concluzie, se poate afirma că sinterizarea prin difuzie trebuie interpretată ca transport de material în gradient al potențialului chimic mai degrabă decât într-un gradient al concentrației vacanțelor

1.6.1.4 Ipoteze simplificatoare și limitări ale modelului cu două particule

O ipoteză de bază în sinterizare este aceea că particulele sunt sinterizate în condițiile unei stări de cvasiechilibru.

În cazul difuziei aceasta înseamnă că gradientul difuziei este în stare stabilă iar timpul de a obține starea stabilă este neglijabil comparativ cu cel necesar schimbării geometriei particulei. De aceea, atomii din orice locație se află în echilibru local cu o tensiune capilară dată.

Pe baza acestei ipoteze se poate afirma că cinetica sinterizării nu este controlată de reacția de echilibrare și cinetica ei la interfață ci de deplasarea atomilor (această ipoteză nu se aplică la mecanismul evaporare/condensare).

O altă ipoteză este că tensiunea la frontiera particulei este distribuită astfel încât atomii de la frontieră se deplasează spre punte în mod uniform. Din punct de vedere fizic, această ipoteză se bazează pe faptul că nu se formează pori la frontieră chiar dacă atomii de la frontieră se deplasează spre punte.

În sinterizare, se consideră că frontiera și suprafața particulelor reprezintă sursa atomilor care se deplasează (și dislocațiile pot constitui surse de deplasare a atomilor dar contribuția este mică și de aceea neglijată).

În realitate frontiera particulelor este o sursă imperfectă pentru deplasarea atomilor (ipoteza că nu este nevoie de energie pentru detașarea sau atașarea atomilor este contrazisă de practică, dovedindu-se necesitatea unui surplus de energie pentru realizarea detașării sau atașării atomilor), dar totuși ipoteza sursei perfecte este acceptată în dezvoltarea teoriilor cineticii sinterizării

1.6.2 Cinetica sinterizării

CAPITOLUL I

Cinetica sinterizării în modelul cu două particule poate varia în mod considerabil funcție de geometria și distribuția tensiuni luate în considerare.

În general rata sinterizării (rata densificării) crește cu descreșterea dimensiunii particulei și cu creșterea temperaturii și duratei de sinterizare, așa cum se arată în figura 1.17, iar o explicație cantitativă a acestei tendințe poate fi obținută din ecuațiile cinetice sintetizate în tabelul 1.3.

Mecanismul sinterizării	Creșterea punții	Contractia	Exp. de scală α
1. Difuzia în rețea de la frontiera particulei la punte	$x^4 = \frac{16D_l\mu_s V_m a}{RT} t$ $\equiv C_l D_l a t$	$\frac{\Delta l}{l} = \left(\frac{D_l \lambda_s V_m}{RT a^3} \right)^{\frac{1}{2}} t^{\frac{1}{2}}$	3
2. Difuzia frontierei particulei de la frontiera particulei la punte	$x^6 = \frac{48D_b\delta_b\lambda_s V_m a^2}{RT} t$ $\equiv C_b D_b \delta_b \lambda_s a^2 t$	$\frac{\Delta l}{l} = \left(\frac{3D_b\delta_b\lambda_s V_m}{4RT a^4} \right)^{\frac{1}{3}} t^{\frac{1}{3}}$	4
3. Flux vâscos	$x^2 = \frac{4\lambda_s a}{\eta} t \equiv C_{vf} \frac{1}{\eta} a t$	$\frac{\Delta l}{l} = \frac{3\lambda_s t}{8\eta a}$	1
4. Difuzia de suprafață de la frontiera particulei la punte	$x^7 = \frac{56D_s\delta_s\lambda_s V_m a^3}{RT} t$ $\equiv C_s D_s \delta_s a^3 t$		4
5. Difuzia în rețea de la suprafața particulei la punte	$x^5 = \frac{20D_l\lambda_s V_m a^2}{RT} t$ $\equiv C_l D_l a^2 t$		3
6. Transport în fază gazoasă			
6.1 Evaporare/ Condensare de la suprafața particulei la punte	$x^3 = \sqrt{\frac{18 p_\infty \lambda_s}{\pi d^2}} \left(\frac{M}{RT} \right)^2 a t$ $\equiv C_{e/c} p_\infty a t$		2
6.2 Difuzia de gaz de la suprafața particulei la punte	$x^5 = 20p_\infty D_g \lambda_s \left(\frac{V_m}{RT} \right)^2 a^2 t$ $\equiv C_g p_\infty D_g a^2 t$		3

Tab. 1.3 Ecuațiile cinetice pentru mecanismele sinterizării în starea inițială

1.6.3 Efectul variabilelor de sinterizare asupra cineticii sinterizării

1.6.3.1 Dimensiunea particulei

Efectul dimensiunii particulei asupra sinterizării se poate explica cu ajutorul legii de scalare a lui Herring (Herring, 1950). Atunci când se sinterizează pulberi la care particulele au formă similară dar dimensiuni diferite și care urmează același mecanism de sinterizare în condiții experimentale similare, legea lui Herring permite evaluarea perioadei relative de sinterizare pentru a obține același grad de sinterizare al celor două tipuri de pulberi. De exemplu, pentru sinterizare a două tipuri de pulberi care au particule sferice cu razele de a_1 și respectiv a_2 , unde $a_2 = \gamma a_1$, între timpii de sinterizare t_2 și t_1 există legătura dată în relația (1.25).

$$t_2 = (\gamma)^\alpha t_1 \quad (1.25)$$

unde α este un exponent. În cazul în care mecanismul de sinterizare este cel prin difuzia în rețea, timpul de sinterizare t necesar pentru a obține o anumită modificare în volum, este exprimat în relația (1.26).

$$t = \frac{V}{JAV_m} = \frac{L^3}{((D_i/RT)(2\lambda_s/L)(1/L))L^2V_m} \alpha \cdot L^3 \quad (1.26)$$

unde L este lungimea. Astfel $\alpha = 3$ pentru difuzia în rețea. Aceasta înseamnă că perioada de timp necesară pentru a obține același grad de sinterizare pentru pulberi de dimensiuni diferite este proporțional cu $(\gamma)^3$. Exponentul α din legea de scalare poate fi de asemenea dedus din ecuațiile de sinterizare din tabelul 1.3 fără a folosi metoda lui Herring. Ecuațiile de sinterizare pot fi exprimate sub forma generală dată în relația (1.27).

$$\left(\frac{x}{a}\right)^n = F(T)a^{m-n}t \quad (1.27)$$

CAPITOLUL I

Pentru a sinteriza pulberi de diferite dimensiuni la un anumit grad de sinterizare (de exemplu $x/a = \text{constant}$), $a^{m-n} t$ trebuie să fie constant și astfel $a = n - m$. Valoarea lui α pentru fiecare mecanism de sinterizare este dată în ultima coloană a tabelului 1.3. Principalele ipoteze luate în considerare pentru ca legea de scalare să fie aplicabilă sunt că același mecanism de sinterizare se menține în timpul sinterizării diferitelor pulberi și respectiv că microstructura evoluează cu o formă similară. În realitate însă ipoteza formei similare nu este în general satisfăcută în sinterizarea pulberilor compactate deoarece mecanismul creșterii particulelor este în general diferit de mecanismul de densificare.

1.6.3.2 Temperatura

Efectul temperaturii poate fi previzionat din tabelul 1.3. Deoarece sinterizarea este un proces care se activează termic, variabilele sensibile la temperatură sunt difuzivitatea, vâscizitatea etc, care sunt exprimate ca funcții exponențiale ale temperaturii. De aceea, în primă instanță, "ln t" este proporțional cu $1/T$, unde t reprezintă timpul de sinterizare necesar obținerii unui grad dat de sinterizare. Însă, relația exactă este diferită pentru diferitele mecanisme de sinterizare.

1.6.3.3 Presiunea

Ecuatiile din tabelul 1.3 au fost deduse pentru sisteme în care forța motrice a sinterizării este diferența presiunii capilare datorate diferenței curburii. Însă, atunci când se aplică o presiune externă $P_{\text{apl.}}$, presiunea totală de sinterizare P_t este suma presiunii capilare și presiunii externe, conform relației (1.28).

$$P_t = \frac{\lambda_s}{r} + P_{\text{apl.}} f(\rho, \text{geom}) \quad (1.28)$$

Unde $f(\rho, \text{geom})$ este o funcție a densității relative și geometriei particulei. De aceea ecuațiile de sinterizare pentru sistemele cu presiune exterioară sunt diferite de cele la care aceasta lipsește.

1.6.3.4 Compoziția chimică

În sinterizarea de difuzie controlată, deoarece difuzivitatea atomică și astfel, creșterea mobilității atomului cu creșterea concentrației vacanțelor, se poate intensifica cinetica sinterizării prin creșterea concentrației vacanțelor.

Pentru compușii ionici, concentrația vacanțelor variază considerabil cu adăugarea dopanților.

1.6.4 Utilitatea și limitările teoriei stării inițiale a sinterizării

Toate ecuațiile sinterizării au fost deduse în ipoteza acceptabilă că există echilibrul local al atomilor cu presiunea capilară este menținut peste tot, în sursa de atomi și în zona de lipsă a atomilor. Unghiul diedru de 180° este de asemenea acceptabil deoarece acesta afectează numai constantele numerice din ecuațiile cinetice și nu afectează variabilele de sinterizare (relația 1.18). Deși ecuațiile de sinterizare au fost deduse folosind un model simplu cu două particule, utilitatea lor rezidă în demonstrarea efectelor variabilelor de sinterizare și parametrilor fizici asupra cineticii sinterizării. Cu alte cuvinte, ele arată care sunt variabilele de proces în sinterizare și care va fi efectul acestora. În plus, prin compararea ecuațiilor cinetice între ele, se poate evalua contribuția relativă a mecanismelor de sinterizare în condiții experimentale date.. De remarcat că unele condiții experimentale pot fi uneori în domenii în care 2 sau 3 mecanisme de sinterizare pot fi operative. De aceea, exponentul "n" din ecuațiile de sinterizare poate avea un domeniu de valori. Mai mult, diferența în valorile exponentului "n" nu este mare, așa cum se observă din tabelul 1.3, fiind improbabil ca valoarea lui "n" să fie determinată exact prin experimente.

1.7 Faza intermediară și faza finală a sinterizării

În pulberea compactată atunci când se formează puntea între particule, porii formează canale interconectate dealungul muchiilor a 3 particule. Pe măsură ce are loc sinterizarea, canalele porilor se deconectează și se formează pori izolați deoarece unghiul diedru este $\gg 60^\circ$ și contracția porilor interconectați nu este uniformă datorită dimensiunii inconstante a canalelor porilor și de asemenea datorită instabilității Rayleigh a suprafeței, simultan crescând particulele. Coble a propus

două modele geometrice simple pentru schimbarea formei porilor în timpul fazelor intermediară și finală a sinterizării: modelul canalelor porilor și modelul porilor izolați.

1.7.1 Modelul fazei intermediare a sinterizării

Modelul microstructurii al lui Coble a fazei intermediare a sinterizării se bazează pe particule tetrakaidecaedrale compactate bcc cu pori de formă cilindrică dealungul tuturor muchiilor particulei, așa cum se arată în figura 1.17.

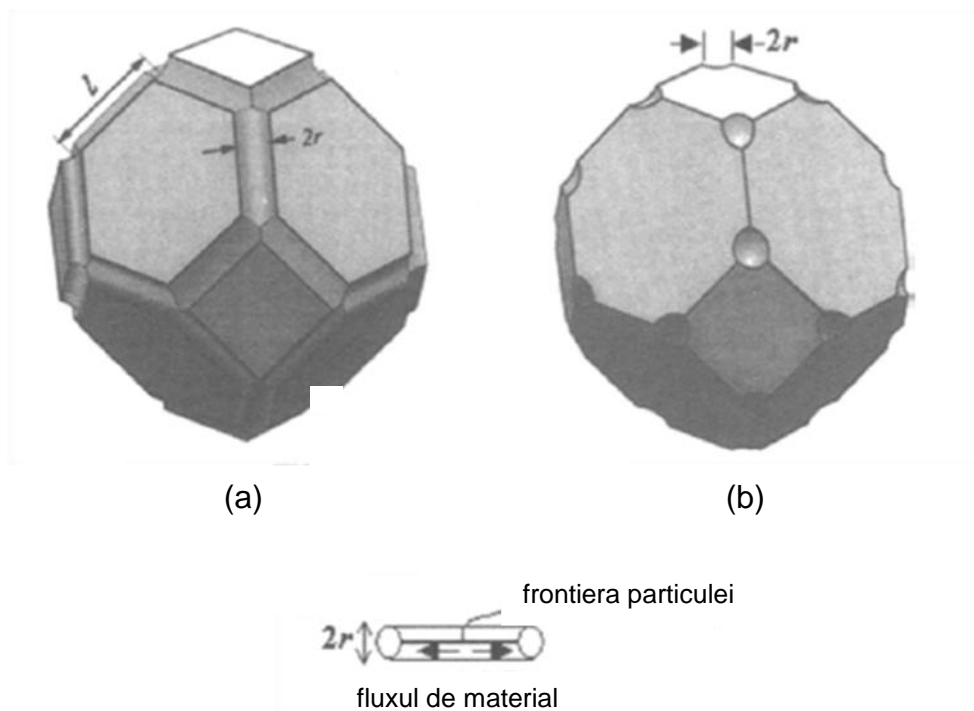


Fig. 1.17 Modelul geometric al lui Coble pentru faza intermediară (a) și faza finală (b)

Modelul geometric al fazei intermediare presupune contracția egală a porilor în direcție radială. Deși modelul este limitat în termeni de a descrie sinterizarea reală, el simplifică în mod rezonabil complexitatea sinterizării și permite evaluarea efectului variabilelor de sinterizare asupra cineticii sinterizării. Dacă se neglijează efectul de muchie în modelul geometric din figura 1.17 (a), fluxul de atomi spre pori cilindrici poate fi considerat similar cu fluxul termic spre pori provocat de o sârmă cu diametrul egal cu diametrul frontierei particulei, încălzită electric.

CAPITOLUL I

Dacă se notează conductivitatea termică cu μ , fluxul termic pe unitatea de lungime este: $J_{\text{căldură}} = -\mu(dT/dx)$ cu soluția $J_{\text{căldură}} = 4\pi\mu\Delta T$. De aceea, fluxul de atomi pe unitatea de lungime este: $J_{\text{atom}} = -(D/RT)(d\sigma/dx)$ cu soluția $J_{\text{atom}} = 4\pi(D/RT)\Delta\sigma$.

Pentru fluxul de atomi sunt disponibile două mecanisme: difuzia în rețea și difuzia frontierei particulei.

1.7.1.1 Difuzia în rețea

Deoarece contracția porilor apare la toate cele 14 suprafețe ale particulei, rata schimbării volumului porilor este exprimată în relația (1.29).

$$\frac{dV_p}{dt} = -\frac{14}{2} 2r J_{\text{atom}} V_m = -14r 4\pi \frac{D_l}{RT} \left(\frac{\lambda_s}{r} \right) \cdot V_m \quad (1.29)$$

De aceea, rata porozității poate fi exprimată ca în relația (1.30)

$$\frac{dP_v}{dt} = \frac{dV_p}{dt} / 8\sqrt{2} \cdot l^3 = -\frac{d\rho}{dt} \quad (1.30)$$

Unde l este lungimea muchiei particulei și ρ este densitatea relativă.

$$\therefore \frac{d\rho}{dt} = \frac{7\pi D_l \lambda_s V_m}{\sqrt{2} \cdot l^3 \cdot RT} = \frac{336 \cdot D_l \lambda_s V_m}{RTG^3} \quad (1.31)$$

Unde G este diametrul particulei care satisface relația $(\pi/6)G^3 = 8 \times 2^{1/2} \times l^3$. Dacă particulele nu cresc în timpul sinterizării, ($G = \text{constant}$), integrarea ecuației (1.31) este simplă. În realitate particulele cresc, dimensiunea particulei trebuie atunci exprimată ca ecuație de creștere pentru a putea integra ecuația (1.31).

1.7.1.2 Difuzia frontiera particulei

Aplicând o procedură similară difuziei în rețea, rata schimbării volumului porilor este exprimată în relația (1.32).

CAPITOLUL I

$$\frac{dV_p}{dt} = -\frac{14}{2} 4\pi \frac{D_b}{RT} \left(\frac{\lambda_s}{r} \right) \cdot \delta_b V_m \quad (1.32)$$

Unde δ_b este grosimea difuziei frontierei particulei. De aceea, rata porozității poate fi exprimată ca în relația (1.33)

$$\begin{aligned} \frac{dP_v}{dt} &= \frac{dV_p}{dt} / 8\sqrt{2} \cdot l^3 = -\frac{d\rho}{dt} = -28\pi \frac{D_b \delta_b \lambda_s V_m}{RT} \frac{1}{8\sqrt{2} \cdot l^3} \frac{1}{\sqrt{P_v}} \sqrt{\frac{12\pi}{8\sqrt{2} \cdot l^2}} = \\ &= -854 \frac{D_b \delta_b \lambda_s V_m}{RTG^4} \left(\frac{1}{P_v} \right)^{1/2} \end{aligned} \quad (1.33)$$

1.7.2 Modelul fazei finale a sinterizării

Ca model geometric al fazei finale a sinterizării, Coble a folosit particule tetrakaidecaedrale cu pori sferici cu raza r_1 la colțuri, așa cum se arată în figura 1.17 (b). Pentru acest model s-a sugerat difuzia sferelor concentrice a atomilor de la distanța r_2 la suprafața porilor. Fluxul de atomi care trece prin orice suprafață a sferelor concentrice cu raza r este constant, fiind dat în relația (1.34).

$$J_{\text{total}} = \text{ct.} = -4\pi r^2 \frac{D_1}{RT} \frac{d\sigma}{dr} \quad (1.34)$$

Prin integrarea relației (1.34) se obține relația (1.35).

$$J_{\text{total}} = 4\pi \frac{D_1}{RT} \Delta\sigma \frac{r_1 r_2}{r_2 - r_1} \quad (1.35)$$

Dacă $r_1 \ll r_2$, se obține relația (1.36)

$$\frac{d\rho}{dt} = -\frac{24}{4} J_{\text{total}} V_m / \frac{1}{6} \pi G^3 = \frac{288 \cdot D_1 \lambda_s V_m}{RTG^3} \quad (1.36)$$

CAPITOLUL I

Ecuatia (1.36) indică faptul că rata densificării este invers proporțională cu dimensiunea particulei la puterea a treia. Acest rezultat este același cu cel obținut pentru dependența creșterii punții și contractia dimensiunii particulei în modelul fazei inițiale a sinterizării.

Deși modelul Coble este folosit pentru interpretarea și previziunea densificării în faza finală a sinterizării, există un aspect fundamental care nu este luat în considerare și anume, luarea în considerare a frontierei particulei ca sursă de atomi pentru densificare. În plus, este greu de acceptat ecuația de flux (1.35) în condiția $r_1 \ll r_2$ și care previzionează un flux constant de material de la frontiera particulei la suprafața porilor indiferent de dimensiunea acestora.

Spre deosebire de modelul difuziei sferelor concentrice al lui Coble, conceptul legii de scalare a lui Herring poate fi folosit pentru a previziona cinetica sinterizării în faza finală. Pornind de la acest concept, Kang și Jungau obținut rata densificării atât pentru densificarea volumică cât și pentru difuzia frontierei particulei. Deoarece se presupune că există un gradient de tensiune de la suprafața porilor la centrul frontierei particulei, se poate presupune că acesta există pe o distanță $l/2$. folosind relația (1.37), se obține pentru difuzia în rețea relația (1.38) iar pentru difuzia frontierei particulei relația (1.39).

$$8\sqrt{2} \cdot l^3 = \frac{1}{6} \pi G^3 \quad (1.37)$$

$$\frac{d\rho}{dt} = \frac{441 \cdot D_l \lambda_s V_m}{RTG^3} (1 - \rho)^{\frac{1}{3}} \quad (1.38)$$

$$\frac{d\rho}{dt} = \frac{735 \cdot D_b \delta_b \lambda_s V_m}{RTG^4} \quad (1.39)$$

În cazul difuziei frontierei particulei, dependența ratei densificării de dimensiunea particulei din ecuația (1.39) este aceeași cu cea din modelul fazei inițiale. Pentru difuzia în rețea, dependența dimensiunii din relația (1.38) este aceeași cu cea din ecuația (1.36) a modelului lui Coble, în plus relația (1.38) conținând un termen al densității relative.

1.7.3 Incluziunile de gaze și densificarea

Densificarea finală a pulberii compactate este puternic afectată de atmosfera sinterizării deoarece gazul atmosferic este "prins" în pori, pe măsură ce aceștia sunt izolați. În cazul gazelor cu difuzie rapidă, densificarea completă este posibilă, însă în cazul gazelor cu difuzie înceată sau a gazelor inerte, densificarea completă este imposibilă fără aplicarea unei presiuni externe.

1.7.4 Compactarea pulberii și densificarea

Cele mai multe modele de sinterizare consideră sisteme ideale în care particulele de dimensiune constantă sunt compactate uniform și astfel porii sunt de aceeași dimensiune și uniform distribuiți. De aceea, densificarea și contracția pulberii compactate se presupune că au loc uniform în masa compactului. Însă, în pulberile compactate reale, dimensiunile particulelor sunt variabile, dimensiunea porilor și distribuția acestora sunt neuniforme.

Datorită neuniformității distribuției particulelor și a porilor de dimensiuni diferite, are loc o sinterizare și densificare diferențială iar particulele se pot deplasa ceea ce poate conduce la pori mai mari decât cei inițiali.

Creșterea particulelor în faza inițială de sinterizare poate crea de asemenea formarea de pori mari. Astfel, pe măsură ce sinterizarea evoluează, pori de dimensiuni mari pot fi generați local și de asemenea se poate observa deschiderea de noi pori.

Se poate afirma deci că compactarea și distribuția particulelor sunt parametrii importanți ce determină cinetica sinterizării în pulberile compactate reale.

Petzow și Exener (1976) au arătat experimental că poate să existe o rearanjare a particulelor în cazul sinterizării în fază solidă, iar Lingier și Raj (1987) au arătat că nu este un beneficiu să se utilizeze pulberi cu dimensiune unică ci unele cu o distribuție dimensională corespunzătoare.

De asemenea se pot forma defecte mari din cauza densității neuniforme a compactului. Dacă se utilizează pulberi fine, aglomerările se pot dezintegra (aglomerări moi) sau să rămână neschimbate (aglomerări tari) în timpul presării. Dacă nu are loc dezintegrarea totală a pulberii, atunci densificarea completă este imposibilă datorită densificării diferențiale în timpul sinterizării

1.8 Stadiul actual al cercetărilor privind folosirea materialelor bazaltice în construcția de mașini

Primele încercări de obținere a bazaltului, după francezul *Portevin*, s-au făcut în jurul anului 1777, în mod întâmplător, în urma unor probe de a realiza magmă cu structură cristalină, ca în anul 1789 *Goll* și la puțin timp *Gollow* să intuiască mecanismul de cristalizare a bazaltului, comparativ cu temperatura de topire a fierului constatându-se că structura bazaltului este dependentă de viteza de răcire.

- *Bazaltul topit și răcit lent dă naștere în întreaga masă unei structuri cristaline a cărei duritate depășește duritatea bazaltului topit și răcit rapid sau a bazaltului natural.*

Aceste încercări de laborator nu și-au găsit imediat ecoul dorit în activitatea de producție. În anul 1909 francezul *Ribbe* descoperă tehnica obținerii bazaltului, fiind considerat **părintele** noului produs. Sunt atestate, în primele decenii ale secolului al XX-lea, încercările de a obține produse finite din bazalt când o serie de țări ca Franța (1921), Germania (1928), SUA (1926), Uniunea Sovietică (1932), Polonia (1935), Cehoslovacia, Ungaria, Japonia etc., au valorificat bazaltul ca materie primă în realizarea de repere necesare unor domenii din industria chimică, industria minieră, industria metalurgică, industria energetică, industria ușoară ș.a. Cercetările din Franța, Germania, Statele Unite ale Americii, Japonia, Cehia au evidențiat problemele deosebite pe care le ridică specialiștilor, obținerea pieselor din bazalt. Abateri importante în compoziția chimică și mineralogică a bazaltului, influențând în mare măsură tehnologia de elaborare a materialelor bazaltice, sunt determinate de diversitatea zonelor de exploatare. Obținerea unor produse finite din materiale bazaltice, conform cercetărilor întreprinse, au reliefat faptul că trebuie orientate în funcție de materia primă care presupune îndeplinirea următoarelor însușiri:

- ✓ *să prezinte o ordonare chimică și mineralogică constantă și să nu conțină incluziuni de particule străine;*
- ✓ *produsele finite să nu conțină fisuri, dislocații, tensiuni care ar conduce la diminuarea și modificarea proprietăților fizico-mecanice;*
- ✓ *să prezinte o cristalizare rapidă și uniformă în întreaga masă;*

CAPITOLUL I

- ✓ *dependența variației vâscozității de compoziția chimică și de temperatură (silicații măresc vâscozitatea, iar oxizii de fier și mangan micșorează vâscozitatea).*

Voldan, prin studiile întreprinse, a fundamentat ideea că produsele din bazalt au proprietăți chimice și mecanice deosebite dacă în compoziția mineralogică, piroxenii nu depășesc limita de 60%, iar magnetita și olivina, elemente ce favorizează fenomenul de cristalizare, nu depășesc 10%. Tot Voldan, în urma unor cercetări experimentale, a evidențiat faptul că bazaltul prin comportarea sa chimică este mai puternic influențat de modul de cristalizare, decât de compoziția chimică. Dacă cristalizarea are loc la scăderea temperaturii, stabilitatea chimică este net superioară față de cazul cristalizării care are loc la creșterea temperaturii.

Materialele bazaltice, în general, dețin proprietăți chimice deosebite, practic nu se dizolvă în acizi la rece și în apă, iar solubilitatea fiind strict dependentă de temperatură.

În privința proprietăților fizico-mecanice, cercetările efectuate de instituțiile abilitate din diverse țări, au reliefat faptul că bazaltul face parte din categoria materialelor dure ($HB=800-900\text{daN/cm}^2$), care însă au o rezistență mai mică la solicitările de întindere, încovoiere și o fragilitate mai mare decât metalele, iar aceste proprietăți sunt determinate de natura și caracteristicile particulelor nodale, de interacțiunile care se stabilesc între ele și de structura cristalină concretă.

Structura unui cristal este determinată de numărul și dimensiunile particulelor din celula elementară, de natura acestora și natura legăturilor chimice care se stabilesc între ele. Numeroase cercetări au demonstrat faptul că defectele rețelei cristaline sunt de-o importanță deosebită pentru unele din proprietățile fizice ale cristalelor (rezistența mecanică, conductibilitatea electrică) defecte care se datorează condițiilor de formare sau de solicitare la care sunt supuse cristalele și care sunt ireversibile.

Preocupări tot mai intense, privind îmbunătățirea caracteristicilor mecanice pentru materialele bazaltice, ale unor firme din domeniu, ale instituțiilor de cercetare și de învățământ superior din diverse țări, ale căror rezultate sunt din ce în ce mai confidentiale nefiind publicate, iar altele sunt protejate prin brevete de invenții, constituie o necesitate actuală. Dintre țările cu realizări deosebite în domeniu se pot menționa Franța, Germania, SUA, Cehia, Japonia.

1.8.1 Stadiul cercetărilor pe plan național

Zăcămintele de bazalt existente în cantități mari în țara noastră în zona Munților Apuseni (Măgura Sârbi, Fintoiag, Bratia), Munților Perșani (Racoșul de Jos, Lupșa, Rupea), Munților Banatului (Șanovița, Lucareț, Zăbrani) și Poiana Ruscăi (Sărmaș, Malnaș, Făgețel) constituie o sursă reală de materie primă folositoare economiei noastre. Preocupări în vederea folosirii materialelor bazaltice în industrie au existat și există, iar problematica este abordată de o serie de instituții de cercetare sau de instituții de învățământ . Putem aminti astfel:

- Intreprinderea pentru Lianți Brașov fabrică piese din bazalt pentru construcții industriale folosind cele două procedee: de turnare sau sinterizare (procedeu aplicat în țară pentru prima dată în 1984);
- Institutul de Mecanică Fină, "SARO" Târgoviște s-a ocupat de stabilirea tehnologiilor pentru prelucrarea pieselor din bazalt cu scule diamantate;
- Institutul Național de Motoare Termice are preocupări de utilizare a ceramicii în construcția motoarelor termice;
- Institutul de cercetări INMA și ROMATEST, București, se ocupă de implementarea materialelor bazaltice în construcția de mașini;
- Instituții de învățământ superior din Galați, București, Timișoara, Brașov și altele.

Folosirea produselor din bazalt se datorează proprietăților sale mecanice deosebite: duritate, rezistență la abraziune, coroziune, ducând la utilizarea acestuia în domenii unde materialele metalice prezintă deficiențe (rezistență mică, uzuri accentuate etc.). Din punctul de vedere al laturii economice bazaltul este utilizat pentru că:

- ✓ *în realizarea pieselor din bazalt consumul de combustibil este de 6 ori mai redus decât în cazul fontelor sau oțelurilor înalt aliate;*
- ✓ *o tonă de piese din bazalt poate înlocui 2,53 tone laminate;*
- ✓ *prețul de livrare a unor piese din bazalt este de 7 până la 10 ori mai scăzut al celor fabricate din oțel aliat.*

Ca produs finit, bazaltul este elaborat prin procedeul de topire urmat de tratamentul de recristalizare sau sinterizarea pulberilor. Aceste procedee păstrează calitățile bazaltului natural și îmbunătățesc unele proprietăți: rezistența la uzură, stabilitate termică sau compresiune.

CAPITOLUL I

- ✚ *Prin metoda turnării produsele din bazalt sunt, în general, de dimensiuni mari, de forme geometrice mai simple și cu abateri dimensionale mari.*
- ✚ *Prin sinterizare se produc piese mici, configurate complex, cu abateri dimensionale de ordinul $\pm 0,1\text{mm}$ și rugozitate cuprinsă între $3,2 \div 3,7\mu\text{m}$, valori superioare celor obținute în cazul bazaltului topit.*

Bazaltul existent la noi în țară nu prezintă diferențieri semnificative de compoziție chimică față de cel exploatat în alte țări și, comparativ, are unele proprietăți deosebite. Conform cercetărilor efectuate în țara noastră s-a evidențiat faptul că structurile cristaline din bazalt nu sunt supuse fenomenelor de îmbătrânire, cunoscute la majoritatea materialelor metalice, iar proprietățile pieselor realizate din materiale bazaltice sunt deosebite la abraziune, coroziune sau stabilitate termică. În momentul de față diversitatea sortimentală a produselor din bazalt este relativ restrânsă, dar domeniile de utilizare a acestora cunosc permanent o largă arie de răspândire. Pentru introducerea materialelor bazaltice în fabricația pieselor din componența mașinilor, utilajelor, etc., s-au avut în vedere condițiile grele de lucru ale utilajelor, caracteristicile fizico-mecanice și chimice ale bazaltului, diminuarea consumurilor de materiale deficitare, îmbunătățirea indicilor de fiabilitate. Realizările în domeniu s-au concretizat sub forma unor repere de tipul garniturilor de etanșare, roletelor, rotoarelor cu pompă, bușelor, inelelor, distanțierelor, distribuitorilor, pistoanelor, nucilor sferice etc. Piese din bazalt sinterizat supuse încercărilor în condiții de exploatare, în paralel cu piesele din producția curentă au făcut parte din componența a diverse mașini și utilaje. Pe baza interpretării rezultatelor operațiilor defectoscopice și a încercărilor efectuate asupra pieselor din bazalt s-au putut trage concluziile:

- ✓ *indici tehnologici calitativi superiori;*
- ✓ *duritatea ridicată și rezistența scăzută la solicitările dinamice;*
- ✓ *comportament deosebit la uzură, coroziune și agenți chimici.*
- ✓ *încadrare dimensională, prescrisă în documentația de execuție, cu abateri prevăzute în STAS 2300-88.*

Rezistența la uzură și stabilitatea la coroziune asigură pieselor din bazalt sinterizat multiple avantaje, în schimb fragilitatea și duritatea mare constituie impedimente

CAPITOLUL I

serioase în stabilirea și stăpânirea tehnologiilor de elaborare și de prelucrare a acestora.

Având în vedere calitățile deosebite pe care le prezintă bazaltul, cât și resursele existente, cercetarea în acest domeniu merită să fie continuată. Elaborarea de tehnologii moderne de fabricație a pieselor din bazalt sinterizat cu proprietăți fizice și mecanice superioare, implică efectuarea de studii și cercetări privind textura și structura materialelor bazaltice prin determinarea parametrilor de structură și a indicilor Miller (hkl) care permit stabilirea pe cale științifică și nu empirică a acestui deziderat. Cunoașterea caracteristicilor de structură la nivel de rețea rezidă din corelația care există între solicitările mecanice, termice și fizico-chimice, a legăturilor interatomice, a aranjamentului structural al atomilor, precum și a tipului și a numărului de imperfecțiuni prezentate la nivel de rețea.

În urma datelor experimentale privind comportarea pieselor din bazalt sinterizat, în condiții de exploatare, se pot concluziona următoarele:

- piesele din bazalt prezintă o rezistență deosebită la uzură, coroziune și stabilitate chimică și se încadrează în dimensiunile prescrise în documentația de execuție, cu abaterile indicate în STAS 2300-88;
- produsele finite din bazalt sinterizat au duritatea ridicată (7,5÷8 pe scara Mohs) și rezistență scăzută la solicitări dinamice.

1.8.2 Identificarea substanțelor și a parametrilor de structură a rocilor de bazalt

1.8.2.1 Considerații generale

Substanțele există în patru stări de agregare: solidă, lichidă, gazoasă și plasmă. În stare solidă particulele din care sunt constituite substanțele sunt strâns unite între ele prin forțe de atracție, immobilizate în poziții fixe, într-un aranjament compact. Particulele, având distanțele mici între ele, nu se pot deplasa liber, însă pot oscila în jurul unor poziții fixe. Aceste aranjamente compacte sunt dispuse într-o anumită ordine a particulelor și poartă denumirea de substanțe cristaline. Stabilirea edificiului cristalin nu este determinată doar de factorii geometrici, ci și de legăturile chimice care se stabilesc între particulele nodale, V.M.Goldschmidt precizează că structura unui cristalin este determinată de numărul și dimensiunile particulelor din celula

elementară, de natura acestora și de natura legăturilor chimice care se stabilesc între ele. Două premise atomice dominante conduc legile legăturilor chimice care determină detaliile structurii moleculelor și dirijează dinamica reacțiilor chimice. Pe baza cunoașterii structurilor lor și a poziției în sistemul periodic se poate prevedea tipul concret de legătură care se va stabili între două particule date. Materialele, în majoritate, cristalizează în sistemul cubic sau în sistemul hexagonal, iar proprietățile substanțelor sunt determinate de natura particulelor ce le compun (ioni, atomi, molecule). Pentru determinarea parametrului de rețea cristalină se cere cunoașterea în prealabil a sistemului de cristalizare a materialului respectiv. În acest mod se poate orienta cercetarea și aplica acea metodologie care să permită determinarea parametrului de rețea interesat.

1.8.2.2 Stabilirea substanțelor și a structurii procentuale din amestecurile bazaltice pe baza analizelor chimice

În funcție de proprietățile substanțelor studiul chimic al lor permite o diferențiere netă a acestora. Pentru investigații științifice cât și pentru studiul unor materii prime sau controlul produselor finite în diverse procese tehnologice, analizele calitative de fază sunt deosebit de importante. Rezultatele privind componența substanțelor din materiale bazaltice, determinate pe bază de analiză chimică, masă atomică, masă molară, cantitate de moli și structură procentuală a elementelor participante, sunt prezentate în tabelul 1.4. Analiza chimică arată că materialele bazaltice sunt amestecuri de oxizi binari cu o variată structură procentuală cuprinsă între un maxim de 52% pentru oxizii de siliciu și un minim de 2% pentru oxizii de titan, precum și cu o diversitate de legături structurale de tip covalent-ionică pentru elementele siliciu și aluminiu, de tip ionică pentru metalele alcaline (Na,K) și alcalino-pământoase (Mg,Ca), respectiv de tip metalice pentru elementele tranziționale (Fe,Ti). Cele trei tipuri de legături chimice prezente influențează structura și proprietățile compușilor chimici. În timpul sinterizării, în funcție de substanțele introduse în rețete și temperatură, în masa probei au loc o serie de transformări structurale determinate de reacțiile chimice care se produc între compușii oxidici ce participă la formarea bazaltului. Aflate sub formă granulară, având structura procentuală din tabelul 1.5, amestecurile oxidice în urma reacțiilor chimice determină formarea compozițiilor oxidice în moli. Din datele prezentate în tabel, există posibilitatea de formare la

CAPITOLUL I

suprafețele de contact, între granulele constitutive, a unor compuși micști. Tabelul 1.6 prezintă reacțiile chimice (raportul molar 1:1), care pot avea loc în urma procesului de sinterizare (combinații între diverși oxizi binari) și care evidențiază că:

- procesul de sinterizare provoacă apariția unor combinații de oxizi ternari (metasilicați, metatitanați, ciclosilicați) și oxizi micști (metatitanați, spineli), având compoziția corespunzătoare valențelor normale, fie combinații interstițiale nestoichiometrice;
- oxizii binari participă în procesul de sinterizare într-un procent relativ scăzut, chiar dacă reacția este completă, dacă se are în vedere faptul că reacțiile au loc între suprafețele granulelor. Pentru un raport molar de 1:2 substanțele rezultate în urma procesului de sinterizare (prezentate în tabelul 1.6) indică existența unor serii izomorfe de ortosilicați din grupa olivinei (fayalit, forsterit), precum și a unor oxizi micști de ortotitanați ai metalelor alcaline și alcalino-pământoase.

Concluzii:

- ✓ rezultatele obținute pe cale chimică nefiind în concordanță cu cele obținute pe cale teoretică implică investigarea structurii materialelor bazaltice prin procedee cu înaltă rezoluție;
- ✓ există posibilitatea ca în urma reacțiilor chimice să se formeze între suprafețele de contact ale substanțelor componente, aflate sub formă granulară, a unor compuși micști;
- ✓ există în procesul de sinterizare unele combinații de oxizi ternari și micști, având compoziția chimică stoichiometrică sau nestoichiometrică;
- ✓ o serie de substanțe oxidice participă în procesul de sinterizare într-un procent relativ mic, în cazul reacțiilor chimice complete;
- ✓ se poate constata că substanțele obținute experimental pe bază de analize chimice nu corespund cu cele determinate pe baza analizelor teoretice.

CAPITOLUL I

Nr. crt.	Substanțele din amestec	Masa atomică	Masă Formulară (g/mol 9)	Moli-100 g	Structura procentuală (%)
1	SiO ₂	A _{Si} =28; A _O =16	28+32=60	42/60=0,700-0,860=52/60	42-52
2	Al ₂ O ₃	A _{Al} =27; A _O =16	54+48=102	14/102=0,137-0,156=16/102	14-16
3	Fe ₂ O ₃	A _{Fe} =56; A _O =16	112+48=160	92/32=0,038-0,060=14/232	9-14
4	FeO	A _{Fe} =56; A _O =16	56+16=72	9/232=0,038-0,060=14/232	9-14
5	CaO	A _{Ca} =40; A _O =16	40+16=56	9/56=0,160-0,210=12/56	9-12
6	MgO	A _{Mg} =24; A _O =16	24+16=40	7/40=0,175-0,250=10/40	7-10
7	Na ₂ O	A _{Na} =43; A _O =16	86+16=102	3/173=0,017-0,046=8/173	3-8
8	K ₂ O	A _K =40; A _O =16	80+16=96	3/173=0,017-0,046=8/173	3-8
9	TiO _{2(R)}	A _{Ti} =45; A _O =16	45+32=77	2/77=0,026-0,039=3/77	2-3
10	TiO _{2(A)}	A _{Ti} =45; A _O =16	45+32=77	2/77=0,026-0,039=3/77	2-3

Tab. 1.4 Componenta substanțelor din materiale bazaltice, determinate pe bază de analiză chimică, masă atomică, masă formulară, cantitate de moli și structură procentuală a elementelor participante

CAPITOLUL I

Combinajia oxidică a bazaltului	Substanțe rezultate în urma procesului de sinterizare				Raport molar
	În combinație cu SiO ₂	În combinație cu Al ₂ O ₃	În combinație cu TiO ₂		
0	1	2	3	4	
SiO ₂	→				-
Al ₂ O ₃ →	SiAl ₂ O ₃ silimanit	→]→			1:1
TiO ₂	→	→	→]→		-
Fe ₂ O ₃ →	SiFe ₂ O ₅ [←	Al ₂ Fe ₂ O ₆ [←	TiFe ₂ O ₅ [←		1:1
FeO→	SiFeO ₃ [←	Al ₂ Fe ₂ O ₆ [← hercinit	TiFeO ₃ [← ilmenit		1:1
CaO→	SiCaO ₃ [← wolastonit	Al ₂ CaO ₄ [←	TiCaO ₃ [→ perowskit		1:1
MgO→	SiMgO ₃ [← estatit	Al ₂ MgO ₄ [← spinel de Mg	TiMgO ₃ [← metatitan.Mg		1:1
Na ₂ O→	SiNa ₂ O ₃ [← metasilic.Na	Al ₂ Na ₂ O ₄ [←	TiNa ₂ O ₃ [← metatitan.Na		1:1
K ₂ O→	SiK ₂ O ₃ [← Metasilic.K	Al ₂ K ₂ O ₄ [←	TiK ₂ O ₃ [← metatitan.K		1:1

Tab. 1.5 Reacțiile chimice care se produc între compușii oxidici ce participă la formarea bazaltului

CAPITOLUL I

Compoziția oxidică a bazaltului	Substanțe rezultate în urma procesului de sinterizare			Raport molar
	În combinație cu SiO ₂	În combinație cu Al ₂ O ₃	În combinație cu TiO ₂	
0	1	2	3	4
SiO ₂	→]→			-
Al ₂ O ₃ →	SiAl ₄ O ₄ [←]→		1:1
TiO ₂	→	→		-
Fe ₂ O ₃ →	SiFe ₄ O ₈	Al ₂ Fe ₄ O ₉ [←	TiFe ₄ O ₈]→	1:2
FeO →	SiFe ₂ O ₄ [← fayalit	Al ₂ Fe ₂ O ₅ [←	TiFe ₂ O ₄ → [←	1:2
CaO →	SiCa ₂ O ₄ [← belit	Al ₂ Ca ₂ O ₅ [←	TiCa ₂ O ₄ [← ortotitan.Ca	1:2
MgO →	SiMg ₂ O ₄ [← forsterit	Al ₂ Mg ₂ O ₅ [←	TiMg ₂ O ₄ [← ortotitan.Mg	1:2
Na ₂ O →	SiNa ₄ O ₄ [← ortosilic.Na	Al ₂ Na ₄ O ₅ [←	TiNa ₄ O ₄ [← Ortotitan.Na	1:2
K ₂ O →	SiK ₄ O ₄ [← ortosilic.K	Al ₂ K ₂ O ₅ [←	TiK ₂ O ₄ [← ortotitan.K	1:2

Tab. 1.6 Substanțele rezultate în urma procesului de sinterizare

1.9 Tehnologii de realizare a pieselor din bazalt turnat și sinterizat

Obținerea unor produse finite din bazalt ridică o serie de probleme speciale în ceea ce privește tehnologia de elaborare și în stabilirea tehnologiilor de prelucrare. Produsele din bazalt se pot obține prin turnare, urmate de un tratament termic de recristalizare sau prin metoda sinterizării pulberilor, cunoscută și sub numele de metalurgia pulberilor. Roca de bazalt naturală, de origine vulcanică, cristalină, compactă, formată dintr-un amestec de silicați este materia primă pentru obținerea pieselor și este reprezentată prin:

- A) Tectosilicați – feldspați plagioclazi (albit, anortit), constituiți în rețele tridimensionale cu structuri care permit clivajul și maclarea, cristalizează în sistemul triclinic. Într-un procent sub 20 % au un efect favorabil asupra procesului de cristalizare.
- B) Mezosilicați – olivine, compuși izomorfi, constituiți din forsterit și fayalit cu structură insulară, care permit clivajul și cristalizează în sistemul rombic. Prezența în produsele finite în cantitate mare a acestora este nedorită.
- C) Inosilicați – piroxeni (metasilicați de Mg, Fe, Mn, Ca, Al) cu structură în lanț simplu, au aspect fibros și clivează ușor, cristalizează în sistemul monoclinic și rombic. Piroxenii constituie faza principală a bazaltului și se găsesc în cantități cuprinse între 34% și 80%. Piroxenii conferă produselor finite bune proprietăți chimice și mecanice, în componentele mineralogice cu un conținut sub 60%, iar un conținut sub 10% magnetită și olivină favorizează procesul de cristalizare.

1.9.1 Tehnologia bazaltul turnat

Bazaltul topit poate fi turnat în diferite forme metalice sau amestecuri de formare, obținându-se piese cu multiple utilizări în diverse domenii industriale, dintre care și în construcția de mașini. Formele metalice sunt mai puțin utilizate acestui scop, întrucât răcirea este rapidă, iar la suprafața pieselor turnate apare un strat amorf. Cristalizarea acestui strat, prin tratamente ulterioare, necesită temperaturi înalte în

CAPITOLUL I

urma cărora piesa turnată își modifică și caracteristicile. Materialul topit nu cristalizează complet în timpul procesului de turnare și de răcire, rămânând circa 15 – 25 % situații amorfe. Prin metoda turnării produsele din bazalt obținute sunt, în general, de forme geometrice mai simple și cu abateri dimensionale mari.

Produsele din bazalt turnat sunt produse în mod continuu în furnale de topire tunel la 1280°C și apoi topitura este turnată la o temperatură de 1200°C în matrițe de metal sau nisip. Topitura este turnată fie gravimetric, fie centrifugal în matrițe rotitoare. După cristalizare (întărire) produsele sunt detașate rapid din matrițe și sunt depozitate în tunele de răcire în care se deplasează până la răcire (18÷ 21 ore). Numai după un astfel de proces bazaltul turnat are rezistență mare la abraziune și coroziune.

Produsele din bazalt turnat au aplicații în principal la liniile de transport hidraulic (pentru nisip, cenușă, acizi, materiale alcaline etc.), planuri înclinate pentru depozitarea materialelor, cărbunilor, cimentului etc., acolo unde se așteaptă o abraziune puternică.

În tabelul 1.7 sunt prezentate proprietățile fizice ale bazaltului turnat iar în tabelul 1.8 rezistența la abraziune a bazaltului turnat.

Categoria	Atribut	Substanțe chimice [%]
Rezistența la compresiune (DIN 51067)	≥ 200 MPa	SiO ₂ ≈ 40 – 50 Al ₂ O ₃ ≈ 9 – 16 CaO ≈ 8 – 15 Fe ₂ O ₃ ≈ 8 – 16 Alte substanțe ≈ 9 - 23
Rzistența la îndoire (ISO 5014)	≥ 40 MPa	
Duritate Vickers (ISO 409-1)	≥ 650	
Higroscopicitate (DIN 51056)	≤ 0,8%	
Greutatea specifică (ISO 5018)	3	
Temperatura de operare	350 °C	
Temperatura maximă	600 °C	

Tab. 1.7 Proprietățile fizice ale bazaltului turnat

CAPITOLUL I

Nr. crt.	Material	Greutate înainte de test [g]	Greutate după test [g]	Uzura [g]	Rata uzurii [nr. ori]
1	Bazalt	23,0221	23,0167	0,0054	1
2	Oțel obișnuit	59,6129	59,3438	0,2691	49,8
3	Oțel înalt aliat	60,9815	60,9652	0,0163	3

Tab. 1.8 Rezistența la abraziune a bazaltului turnat

Bazaltul turnat are o bună rezistență la acizi și la mediile acide și alcaline (tabelul 1.9). Este foarte util, acolo unde este necesar, să existe atât o rezistență mare la abraziune cât și o rezistență mare la coroziune.

Nr. crt	Mediul coroziv	Bazalt turnat	Material plastic armat cu fibră de sticlă FRP	Rezistența la coroziune comparativ cu FRP [nr. ori]
1	BaCl ₂ (50%)	-0,03	-0,16	5,3
2	HCl (0,25%)	-0,01	-0,08	8,0
3	HCl (22,37%)	-0,04	-0,24	6,0
4	NaOH (20%)	-0,01	-0,14	14,0
5	NaOH (50%)	-0,05	-0,21	4,2
6	H ₂ SO ₄ (75%)	-0,07	-0,28	4,0
7	H ₂ SO ₄ (98%)	-0,63	-2,51	4,0

Tab. 1.9 Rezistența la coroziune a bazaltului turnat

Bazaltul turnat are un coeficient de frecare cu 20 % - 30 % mai mic decât oțelul. Cu cât este folosit mai mult bazaltul turnat are caracteristici de alunecare mai bune (de exemplu coeficientul de frecare ajunge la 0,021). În tabelul 1.10 se face o comparație între caracteristicile de frecare ale bazaltului turnat și ale oțelului.

CAPITOLUL I

Material	Bazalt turnat		Oțel	
	Unghi de înclinare	Coefficient de frecare	Unghi de înclinare	Coefficient de frecare
Calcar	20,9	0,38	23,6	0,44
Calcar + argilă uscată	26,0	0,49	29,3	0,57
Oțel	21,8	0,40	32,2	0,63
Cocs uscat	32,6	0,63	36,9	0,75

Tab. 1.10 Comparație între caracteristicile de frecare ale bazaltului turnat și ale oțelului

1.9.2 Tehnologia bazaltul sinterizat

Pentru obținerea de piese mici și mijlocii de configurație complexă cu abateri dimensionale de ordinul $\pm 0,1$ mm și rugozitate între 3, 2 – 3, 7 μm , se recomandă utilizarea metodei sinterizării pulberilor. Operațiile de formare și de sinterizare, care determină apariția legăturilor interatomice între particule, constituie esența procesului de obținere a produselor prin agregarea pulberilor.

Prin **formare** se urmărește prelucrarea pulberilor în stări intermediare care să ușureze și să asigure obținerea proprietăților prescrise. Procedul de formare cel mai uzitat este cel de presare în matriță la presiuni de compactizare ce variază între $(2 - 10) \times 10^3$ daN/ cm^2 .

Sinterizarea este o operație de încălzire a semifabricatelor presate la o temperatură cel puțin egală sau superioară temperaturii de recristalizare, practic temperatura de sinterizare $T_s = (2/3 - 4/5) T_f$, unde T_f reprezintă temperatura de topire a componentului principal. În timpul sinterizării are loc o creștere a compactității (mai pronunțată în direcția presării), fenomen care influențează în mod hotărâtor proprietățile mecanice ale produselor finite. Structura poroasă a produselor sinterizate variază între 1...30 % în funcție de porozitatea obținută la operația de formare, precum și de temperatura și durata sinterizării.

1.9.2.1 Metode experimentale privind tehnologia de elaborare a pieselor sinterizate din bazalt

Pentru elaborarea tehnologiei de fabricație a pieselor din bazalt sinterizat este necesară cunoașterea texturii și structurii materialelor din care este formată roca bazaltică. În urma analizelor pe cale chimică și prin tehnici de difracție a constituenților structurali ai rocilor de bazalt și cunoașterea valorilor parametrilor de structură și a indicilor Miller s-a permis stabilirea procedeeelor și metodelor de elaborare a tehnologiilor de execuție a pieselor din bazalt pe baza rezultatelor obținute.

Bazaltul, ca materie primă, pentru a deveni produs sau piesă finită prin procedeul de sinterizare, are parte de o serie de operații de alegere a materiei prime, prelucrare până ajunge sub formă de pulbere, formare, calcinare și sinterizare.

Ștefănescu (1999), a folosit ca materie primă bazaltul colectat din bazinul Șanovița care are o compoziție oxidică, în valori medii, comparativă cu o compoziție considerată (discutabil) ca optimă (Tabelul 1.11).

Compoziția oxidică	U.M.	Valorile medii în structura bazaltului		
		Șanovița	România	Optimă
SiO ₂	%	47,65	44 – 52	43,5
Al ₂ O ₃	%	15,84	14 – 16	11 – 13
Fe ₂ O ₃ + FeO	%	10,06	9 – 14	5 – 8
CaO	%	8,92	9 – 12	10 – 12
MgO	%	8,80	7 – 10	8 – 11
Na ₂ O+K ₂ O	%	5,50	3 – 8	3 – 5
TiO ₂	%	2,30	2 – 3	2 – 3,5
P ₂ O ₅	%	0,11	-	0,3 – 1,0
MnO	%	0,10	-	0,2 – 0,3
P.C.	%	0,72	-	-

Tab. 1.11 Compoziția oxidică a bazaltului de Șanovița și România (valori medii)

Compoziția din amestecul bazalt – liant s-a dozat gravimetric în funcție de volumul fiecărui tip de epruvetă. Pentru a obține semifabricatul din bazalt sub formă crudă, amestecul bazalt – liant s-a presat în matrițe. Compactitatea, structura, dimensiunile epruvetelor, coeziunea amestecului bazalt – liant, precum și

CAPITOLUL I

comportarea în procesul de sinterizare sunt influențate de forța de presare a materialului. Pe baza caracteristicilor tehnice ale presei hidraulice utilizate s-a calculat presiunea de lucru P_1 corespunzătoare forței de presare pentru fiecare tip de epruvetă conform relației:

$$P_1 = \frac{P_{ls}}{F_n} \cdot F_p \cdot S \quad [\text{daN/cm}^2] \quad (1.40)$$

În care:

P_{ls} – presiunea de lucru specifică presei [daN/cm^2]; F_n – forța nominală de presare [daN]; S – secțiunea epruvetei [cm^2]; F_p – forța de presare a epruvetei [daN]

Valorile presiunii de lucru pentru fiecare tip de epruvetă folosit de Ștefănescu (1999) sunt prezentate în tabelul 1.12

Tipul epruvetei	Presiunea de lucru P_1 [daN/cm^2]			
	$F_p = 0,5 \text{ tf}$	$F_p = 1,0 \text{ tf}$	$F_p = 1,5 \text{ tf}$	$F_p = 2,0 \text{ tf}$
Bucșă I	43	86	129	172
Bucșă II	89	179	268,5	358
Bucșă III	9	18	27	36
Bucșă IV	12	24	36	48
Bară I	15	30	45	60
Bară II	30	60	91	122
Bară III	6	12	18	24
Prismă	22	44	65	87

Tab. 1.12 Valorile presiunii de lucru funcție de tipul de epruvetă

Probele au fost efectuate la forța de presare de 0,5 tf, 1 tf, 1,5 tf, și 2 tf și au fost supuse operațiilor de măsurare dimensională și gravimetrică. Tratamentele termice de sinterizare a epruvetelor din bazalt s-a făcut în cuptoare tip tunel cu respectarea regimurilor de sinterizare. Pentru stabilirea regimului de sinterizare a epruvetelor din bazalt s-au calculat parametrii de sinterizare pentru vitezele de lucru de: 85°C/h ; 125°C/h și 140°C/h . Aceste viteze au fost alese avându-se în vedere regimurile

CAPITOLUL I

termice de sinterizare a unor piese care se execută de unele întreprinderi din țară și din străinătate.

Timpul de răcire

$T_{\hat{i}}$ este dat de raportul dintre temperatura de încălzire a cuptorului (1120°C) și viteza de încălzire $T_{\hat{i}}$ a epruvetelor, adică:

$$T_{\hat{i}} = T / v_{\hat{i}} \quad [\text{ore}]$$

Timpul necesar unui impuls

T_{imp} se stabilește în funcție de timpul de încălzire $T_{\hat{i}}$ și numărul de impulsuri N_i , adică:

$$T_{\text{imp}} = T_{\hat{i}} / N_i \quad [\text{sec}]$$

Numărul de impulsuri N_i se stabilește prin raportul dintre S_i – spațiul parcurs de piesă de la intrarea în cuptor până la palierul cu temperatura de 1120°C și spațiul d parcurs în timpul producerii unui impuls :

$$N_i = S_i / d \quad [\text{impulsuri}]$$

Timpul de menținere a epruvetelor T_m reprezintă produsul dintre spațiul S_m parcurs de epruvete în cuptor la temperatura de 1120°C și T_{imp} , raportat la distanța d , adică:

$$T_m = S_m * T_{\text{imp}} / d \quad [\text{ore}]$$

Timpul de răcire T_r – se definește ca produsul dintre spațiul de răcire al epruvetelor în cuptor S_r și în timpul T_{imp} , raportat la distanța d :

$$T_r = S_r * T_{\text{imp}} / d \quad [\text{ore}]$$

Valorile parametrilor sunt prezentate în tabelul 1.13 :

Parametrii	Vitezele de lucru		
	85 °C / h	125° C / h	140° C / h
Timpul de încălzire T_i - ore	13,2	8,9	8,0
Timpul necesar unui impuls T_{imp} - sec	43	29	26
Numărul de impulsuri N_i - impuls	1093	1093	1093
Timpul de menținere T_m - ore	1,7	1,2	1,0
Timpul de răcire T_r - ore	9,1	6,1	5,5

Tab. 1.13 Valorile parametrilor funcție de vitezele de lucru

CAPITOLUL I

Probele executate din bazalt prin sinterizare de Ștefănescu (1999), sunt influențate de presiunea la care pot fi formate și de viteza optimă de sinterizare. Încercările tehnologice experimentale, pe epruvete de diferite forme și dimensiuni, au demonstrat faptul că în realizarea pieselor din bazalt trebuie să se țină seama de următoarele considerații :

- structura, coeziunea amestecului bazalt – liant, compactarea în procesul de sinterizare sunt influențate de forța de presare a materialului din matrițe;
- dispersiile între epruvetele formate la presiuni mici (0,5 tf și 1,0 tf), față de epruvetele realizate la presiuni mari (1,5 tf și 2,0 tf) și diferențele dimensionale sunt evidente;
- calitatea epruvetelor executate din bazalt prin sinterizare este influențată de presiunea la care pot fi formate și de viteza optimă de sinterizare.

Probele realizate la presiuni corespunzătoare forțelor de presare de 1,5 tf și 2,0 tf sunt mai compacte, abaterile dimensionale sunt mai mici, iar pe măsură ce crește presiunea de formare în matrițe, coeficientul de contracție scade, îmbunătățind calitatea epruvetelor.

Tehnologiile de realizare a pieselor prin sinterizare sunt condiționate de regimul de formare, regimul de calcinare și de regimul de sinterizare.

Regimul de formare depinde de proporția componentelor amestecului și presiunea de formare a pieselor.

Regimul de calcinare și sinterizare depinde de viteza de încălzire și de calcinare, respectiv de sinterizare.

La elaborarea tehnologiei de execuție a unui reper din bazalt, parametrii regimului de formare, calcinare și sinterizare se stabilesc pe baza datelor determinate experimental, ținându-se seama de forma, dimensiunile și de masa piesei.

Tehnologia de elaborare a pieselor din bazalt sinterizat (figura 1.18) cuprinde în general operațiile următoare :

Spălarea bazaltului se face în instalații de spălare cu jet de apă pentru îndepărtarea reziduurilor aderente de pe suprafața sa, urmată de operația de uscare în instalații de uscare cu aer condiționat și depozitare în containere.

Sortarea se execută pe mese de sortare și constă în îndepărtarea rocilor care prezintă în masa lor particule sau corpuri străine (calcar, zgură etc.), care nu au fost

CAPITOLUL I

îndepărtate prin spălare și depozitarea criblurii de bazalt sortată în containere închise pentru a se evita impurificarea ei.

Sfărâmarea criblurii se realizează cu ajutorul unui dispozitiv tip concasor. După sfărâmarea bazaltului rezultat este cernut pe sită având mărimea ochiurilor de 5 mm și apoi introdus în containere închise.

Măcinarea bazaltului presupune o dezintegrare grosolană și fină a bazaltului într-o moară cu bile tip MB-600 în vederea obținerii unor particule echiaxiale, cu suprafața neregulată și rugoasă având mărimea de ordinul $10 - 10^3 \mu\text{m}$.

Controlul și eliminarea corpurilor metalice. Pentru a controla suprafața specifică (finețea de măcinare) se folosește microscopul cu lumină polarizată. Probele pentru control și analiză se recoltează din zone diferite ale containerului. Eliminarea corpurilor metalice se face în instalații tip tunel electromagnetic, următoarea operație fiind cea de păstrare a pulberii de bazalt în containere.

Cernerea pulberii de bazalt se realizează pe site cu mărimea ochiurilor de 1,0 mm, particulele care nu au trecut prin ochiurile sitei sunt reciclate pentru a fi remăcinate.

Prepararea amestecului pulbere bazalt – liant. Pentru a asigura compactitatea necesară formării pieselor pulberea de bazalt se amestecă omogen cu un liant dozat gravimetric format din aracet, oleină și apă. Omogenizarea amestecului pulbere bazalt – liant se realizează într-un malaxor, urmată de operația de cernere a amestecului bazalt – liant și de păstrare a acestuia, maximum 24 ore de la obținere, în vase închise etanș.

Formarea și presarea pieselor din bazalt. Se folosește procedeul de presare în matrițe în care se pune amestecul dozat gravimetric. Presarea pulberii de bazalt – liant se face la o presiune de 2000 da N /cm². Locașurile matrițelor au dimensiunile majorate cu aproximativ 15 %, funcție de procentul de contracție al amestecului.

Uscarea și calcinarea pieselor se face prin presărarea unui strat subțire de nisip cuarțos fin pe fundul casetelor, așezarea pieselor crude în casete și calcinarea pieselor în cuptor tip tunel la un regim de temperatură maximă de 965° C.

Sinterizarea constă în așezarea pieselor calcinate pe banda de avans automat a cuptorului tip tunel și aplicarea unui regim de sinterizare optim specific fiecărui tip de reper, care este dependent de viteza de încălzire și de temperatură ce trebuie să fie cel puțin egală sau superioară temperaturii de recristalizare. Verificarea temperaturii se face atât cu aparatura din dotarea cuptorului și cu ajutorul conurilor Zegel introduse în casete.

CAPITOLUL I

Piesele din bazalt crud obținute după operația de formare se prezintă ca semifabricate având dimensiunile majorate cu procentul contracției bazaltului. Piesele ajung la dimensiunile nominale pe durata proceselor termice de uscare, calcinare și sinterizare. De aceea, trebuie acordată o atenție deosebită dimensionării matrițelor precum și în stabilirea și menținerea precisă a regimului termic, specific fiecărui tip de reper pentru încadrarea pieselor în dimensiunile și câmpul de toleranță stabilit de documentația tehnică.

Controlul final constă în controlul defectoscopic, controlul dimensional și controlul calității suprafețelor.

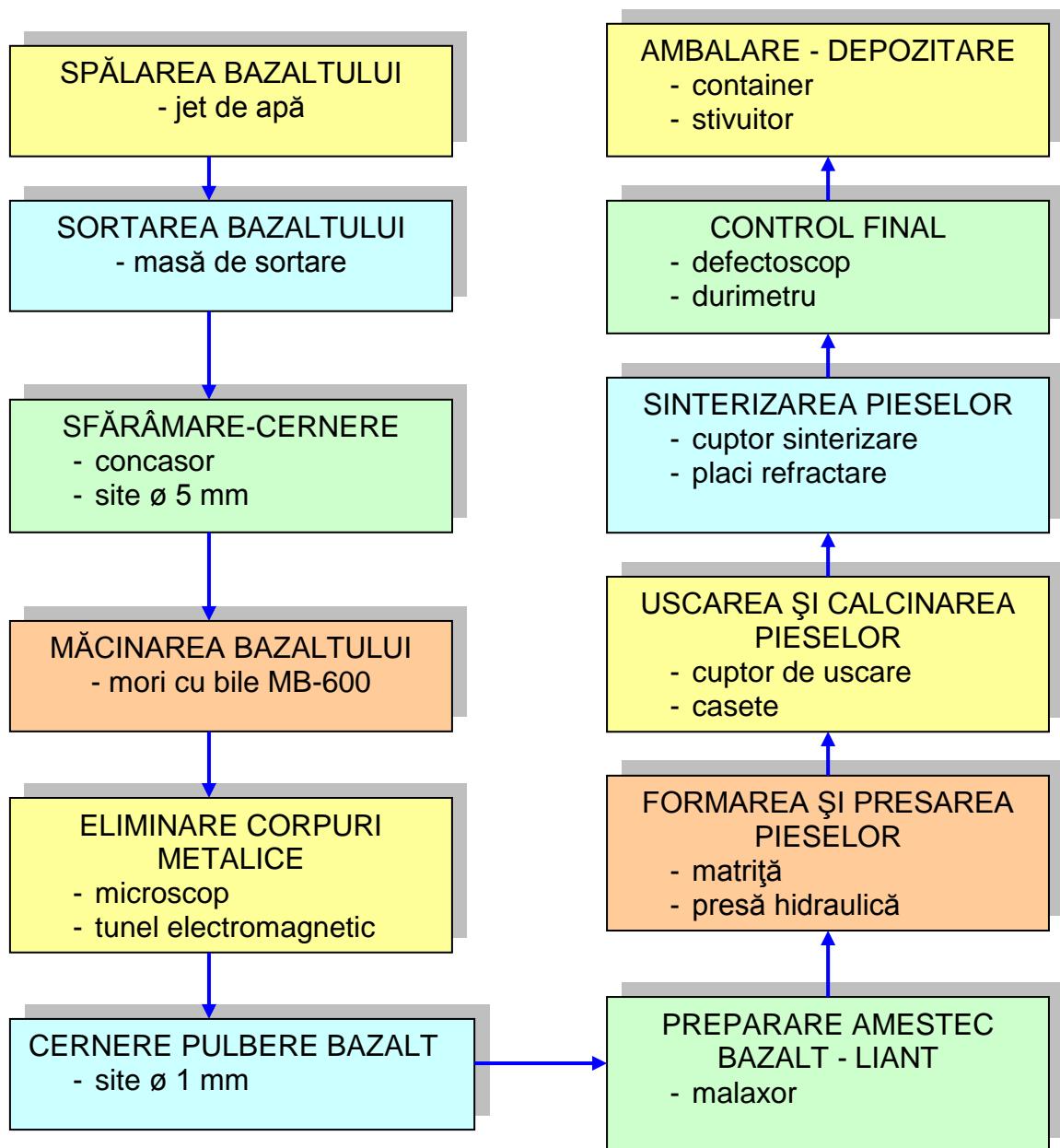


Fig. 1.18 Tehnologia generală de elaborare a bazaltului sinterizat

PROIECTAREA EXPERIMENTELOR PRIN METODA TAGUCHI

2.1 Introducere

În ultima perioadă se constată o deplasare a interesului atât al beneficiarului/clientului cât și al producătorului spre optimizarea raportului calitate/costuri. În acest sens trebuie subliniată contribuția lui Genichi Taguchi în combinarea tehnicilor ingineresti cu cele statistice pentru îmbunătățirea rapidă a costurilor calității, optimizarea realizându-se nu numai la nivelul procesului de fabricație ci și la nivelul proiectării produsului.

Bazându-se pe planurile de experiențe dezvoltate de Ronald A. Fisher și Jacques Hadamard în care însă se iau în considerare doar valorile medii ale caracteristicilor ce trebuie optimizate, G. Taguchi tratează concomitent media și variabilitatea valorilor caracteristicilor măsurate.

O altă contribuție majoră a lui G. Taguchi este funcția “pierdere a calității” care permite cuantificarea sub formă de pierderi financiare a consecințelor pentru producător și pentru clienții săi a nivelului calității unui produs.

Utilizarea metodelor statisticii matematice și a altor metode speciale a luat în ultima perioadă un avânt impresionant și aplicarea lor în practica curentă a condus la modificări substanțiale ale proceselor tehnologice (și nu numai), însoțite de creșterea productivității și eficienței economice și evident a calității produselor.

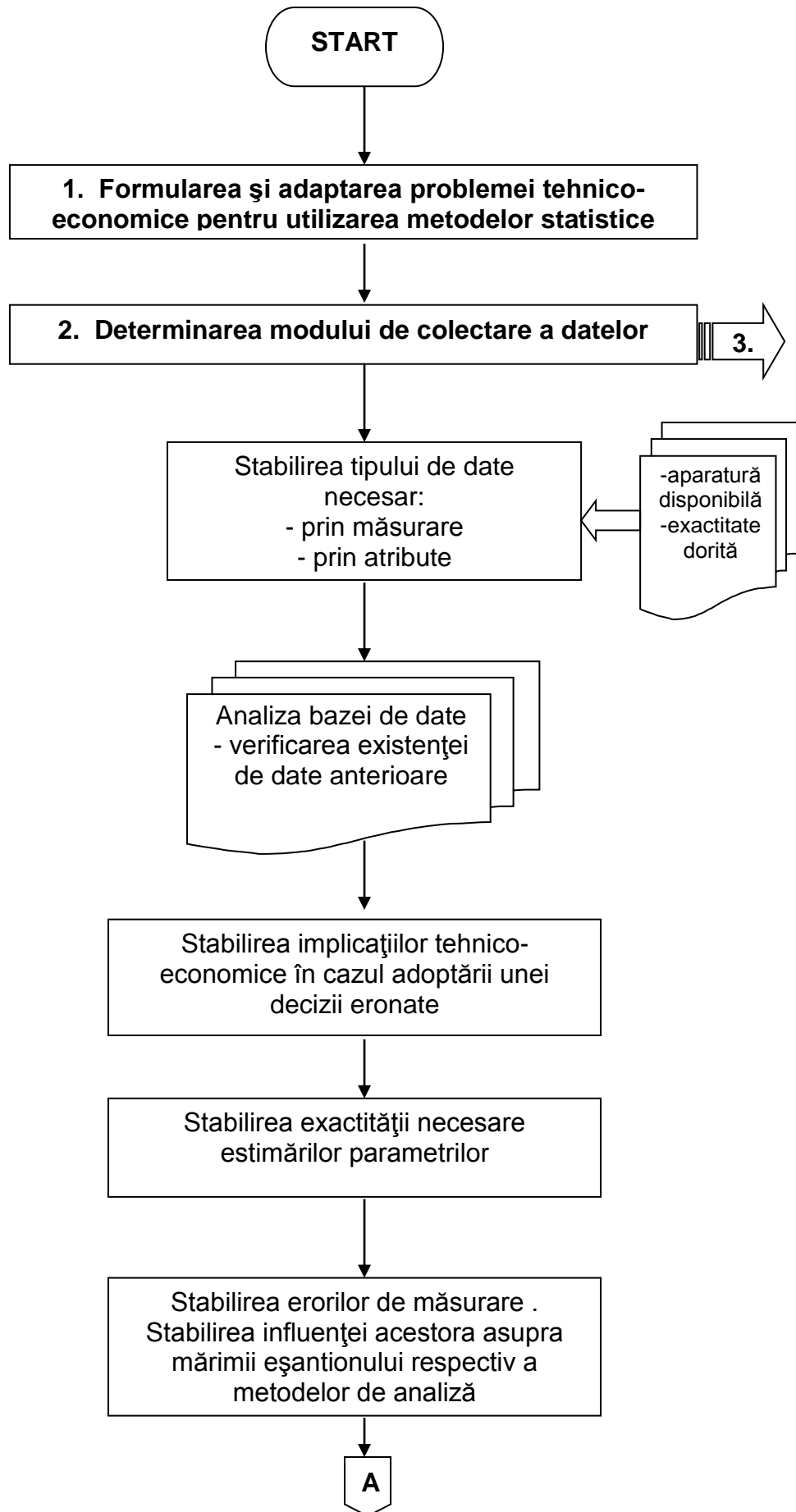
Este necesar să facem câteva precizări privind utilizarea și aplicarea metodelor statistice și speciale.

Nu este deloc o sarcină ușoară să se adopte metodele și procedurile adecvate în prelucrarea statistică a datelor obținute prin măsurări. De asemenea dacă procesele analizate nu sunt stabile concluziile statistice pot fi lipsite de valoare, iar neasigurarea normalității poate conduce chiar la concluzii false dacă nu se aplică distribuțiile adecvate.

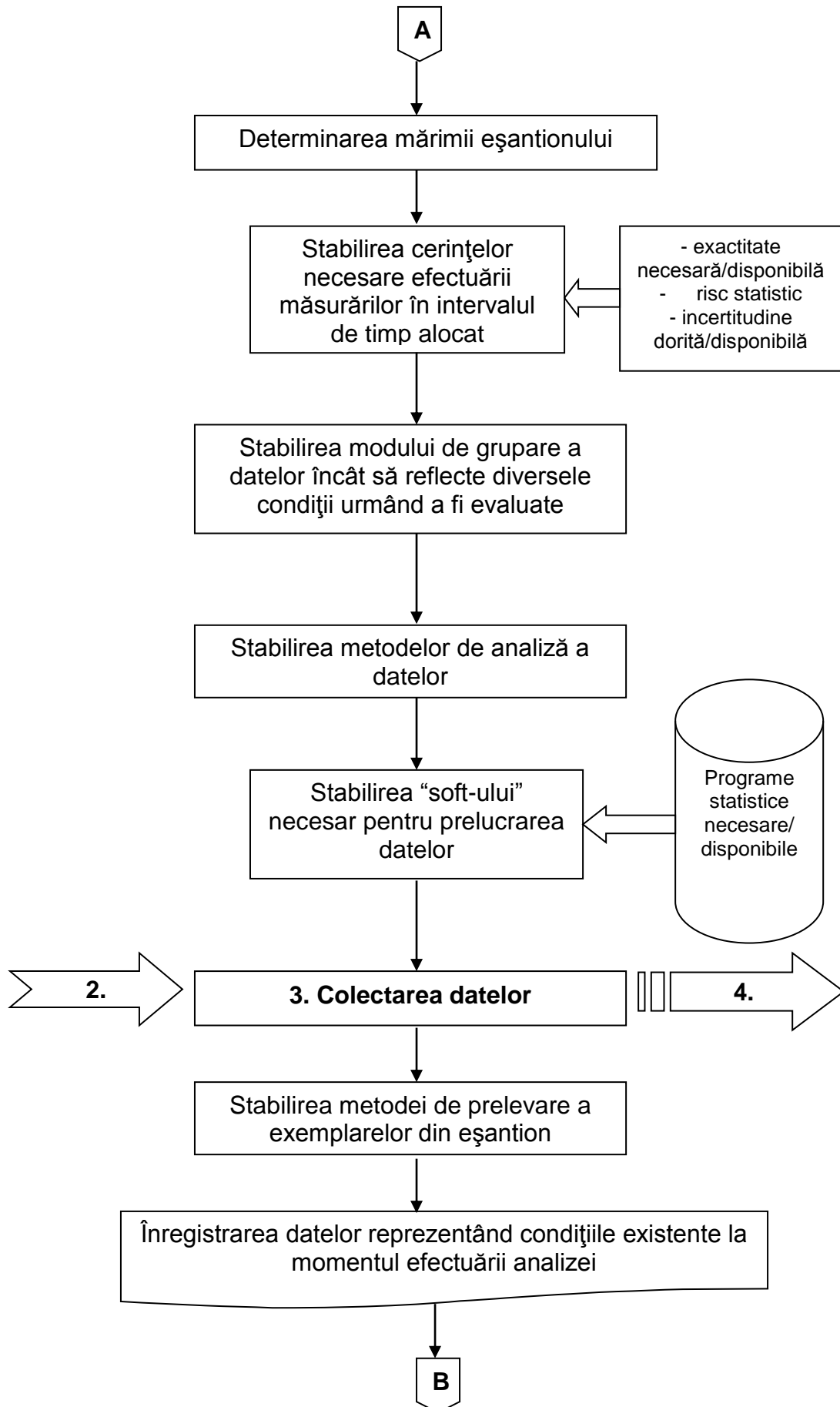
Este recomandabil ca aceste metode să fie aplicate cu precauție și numai sub îndrumarea unui personal calificat.

Etapete principale necesare în rezolvarea unei probleme utilizând metodele statistice sunt sintetizate în Fig.2.1, adaptată după Moțoiu (1994).

CAPITOLUL II



CAPITOLUL II



CAPITOLUL II

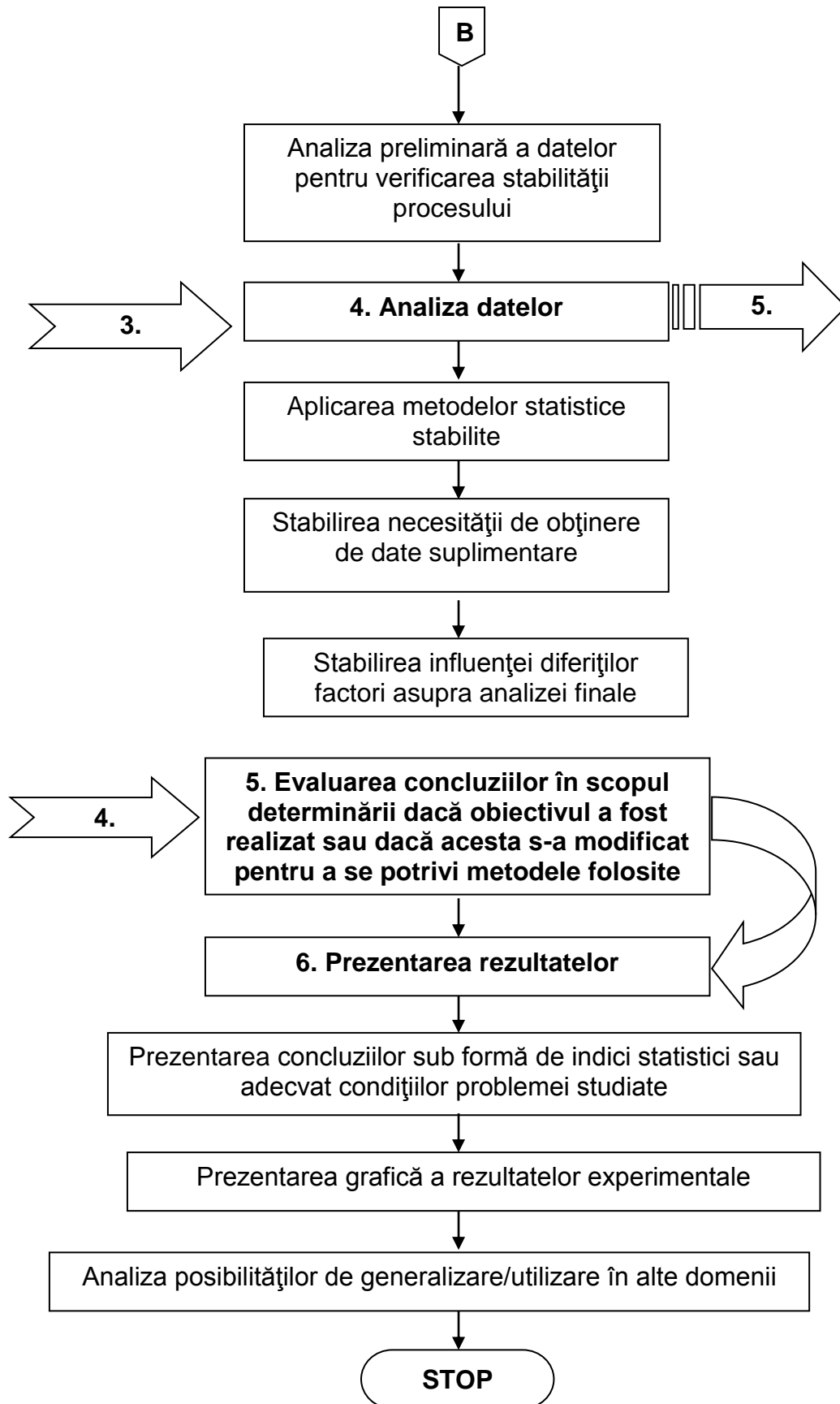


Fig. 2.1 Principalele etape în aplicarea metodelor statistice

CAPITOLUL II

Funcție de tipul și natura problemei supusă analizei în Tab. 2.1, (Moțoiu 1994) se prezintă câteva din metodele, procedeele și instrumentele statistice disponibile.

Nr.	Problema	Instrument statistic
1	Planificarea investigației	Analiza preliminară a experimentului și alegerea metodelor
2	Prezentarea datelor	Histograme, Distribuții de frecvență, Estimatori
3	Stabilirea mărimii eșantionului pentru testarea unei ipoteze	Metode de stabilire a mărimii eșantionului
4	Determinarea credibilității unor estimatori	Stabilirea nivelului de încredere
5	Verificarea diferențelor dintre seturi de date	Teste de ipoteză
6	Încorporarea unor informații trecute în prognoza unor evenimente viitoare	Teorema lui Bayes
7	Controlul proceselor	Controlul statistic prin măsurare sau prin atribute
8	Evaluarea calității loturilor de produse	Controlul statistic de recepție prin măsurare sau prin atribute
9	Evaluarea fiabilității produselor	Calculul fiabilității operaționale/previzionale
10	Evaluarea fiabilității lotului de produse	Planuri de încercări de fiabilitate
11	Stabilirea strategiei de întreținere	Evaluarea mentenabilității și stabilirea politicii de mentenanță
12	Analiza ajustajelor din ansambluri	Calculul lanțurilor de dimensiuni
13	Analiza capabilității	Analiza de regresie. Indicatorii CP și CPK. Evaluarea probabilității de rebut
14	Planificarea și analiza experimentelor	Experimente unifactoriale, bifactoriale, Analiză operațională, ANOVA
15	Insensibilizarea mărimilor de ieșire față de variația mărimilor de intrare	Metoda Taguchi

Tab. 2.1 Elementele principale ale instrumentarului statistic

2.2 Filozofia abordării Taguchi

În cazul în care la fabricarea unui produs sau în timpul utilizării sale se constată o instabilitate a caracteristicilor sale sau o dispersie mare, conform strategiei clasice a lui Edwards W. Deming, (Deming 1982), se caută cauzele pentru a reduce variabilitatea sau chiar, dacă e posibil, eliminarea acestora. Așa cum se arată în figura 2.2 prețul înlăturării cauzelor sau cel al reducerii variabilității poate deveni prohibitiv, (Alexis 1999).

Strategia abordării lui G. Taguchi, așa cum se arată în figura 2.3, se bazează pe minimizarea impactului factorilor paraziți (factori – zgomot), acționând experimental asupra factorilor controlați prin găsirea combinațiilor de valori ale acestora astfel încât procesul sau produsul să respecte performanțele funcționale și totodată să fie robust la factorii – zgomot.

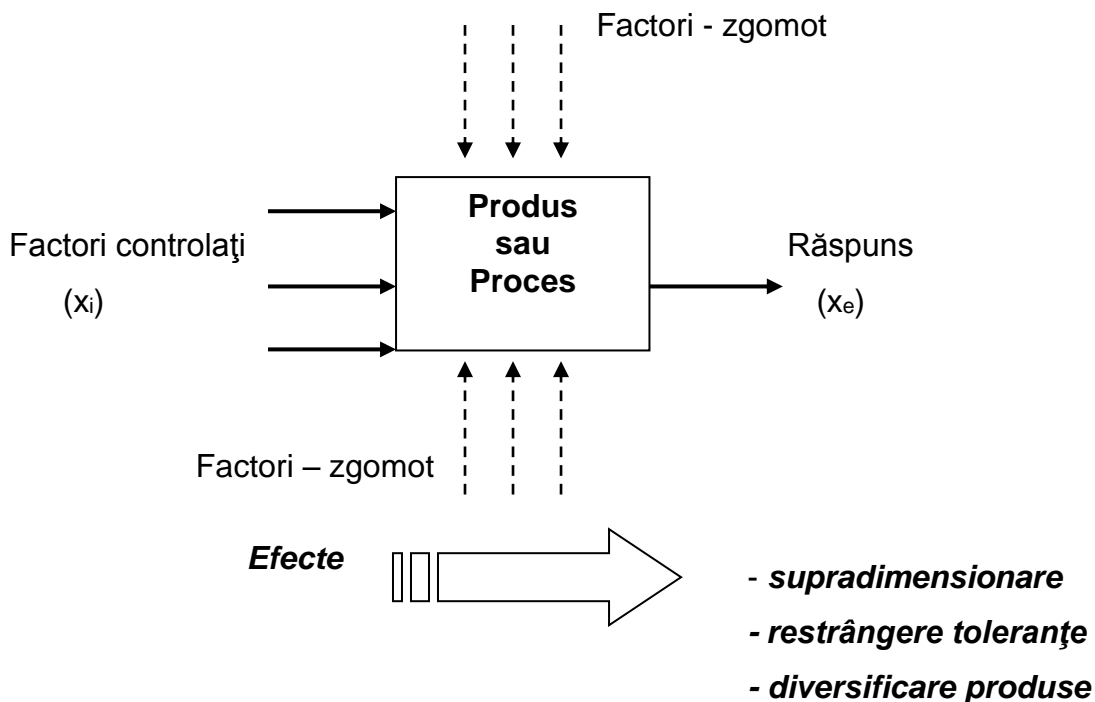


Fig. 2.2 Strategia clasică de minimizare a cauzelor variațiilor

CAPITOLUL II

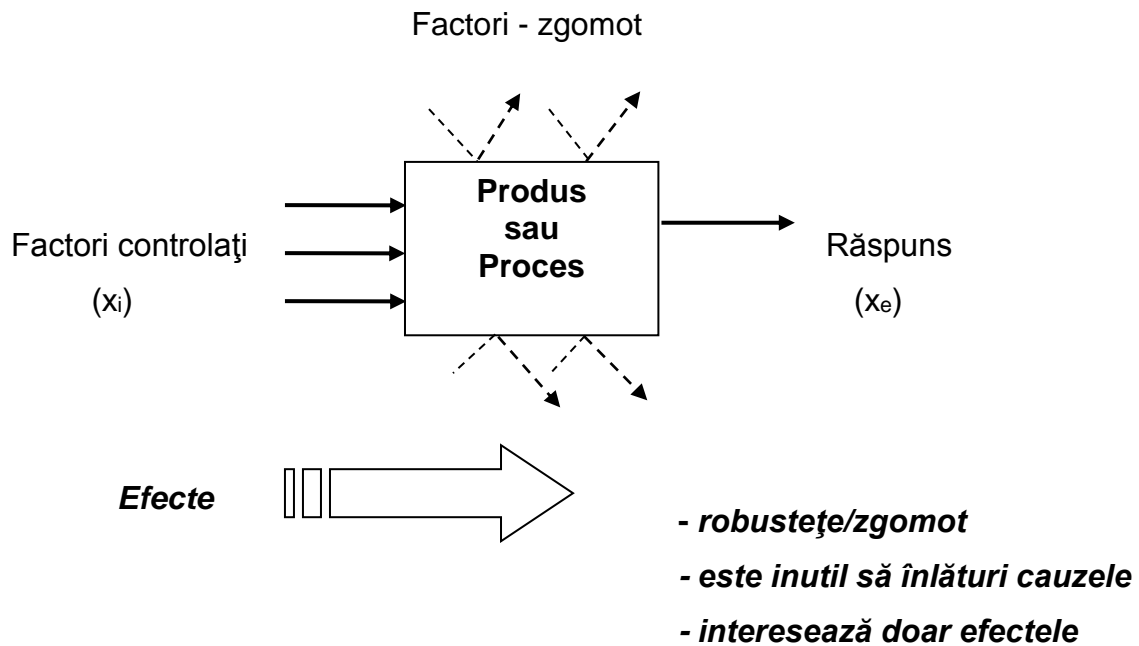


Fig. 2.3 Strategia lui G. Taguchi de minimizare a impactului factorilor – zgomot

În ceea ce privește proiectarea produselor, Genichi Taguchi are o abordare nouă (Fig. 2.5) comparativ cu abordarea secvențială a metodelor clasice de proiectare (Fig. 2.4).

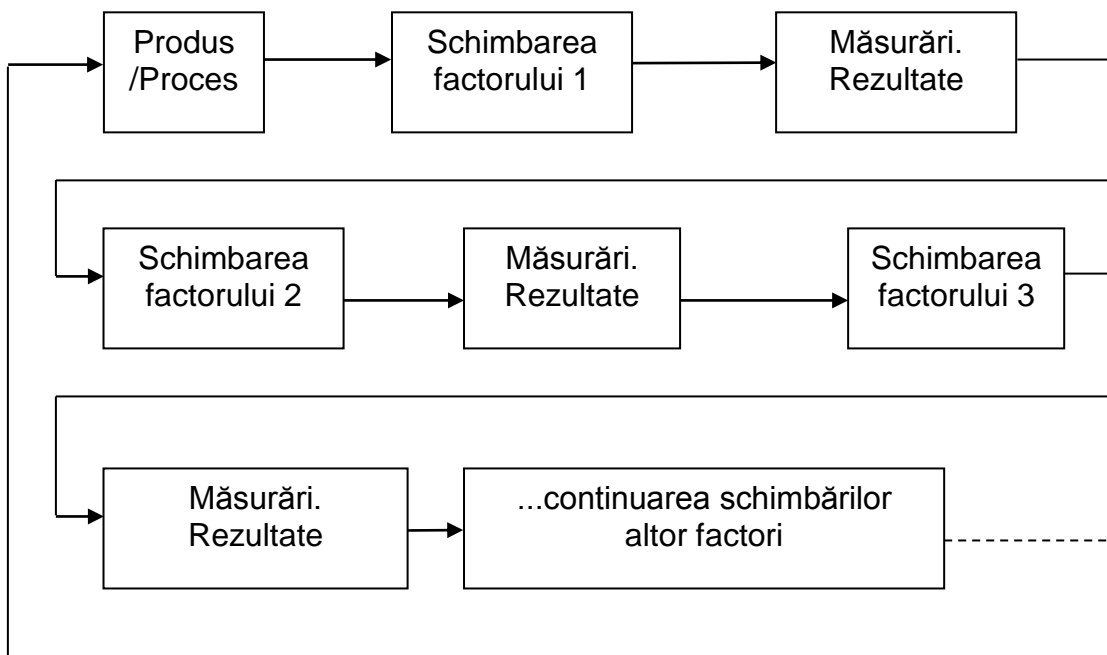


Fig. 2.4 Abordarea clasică

CAPITOLUL II

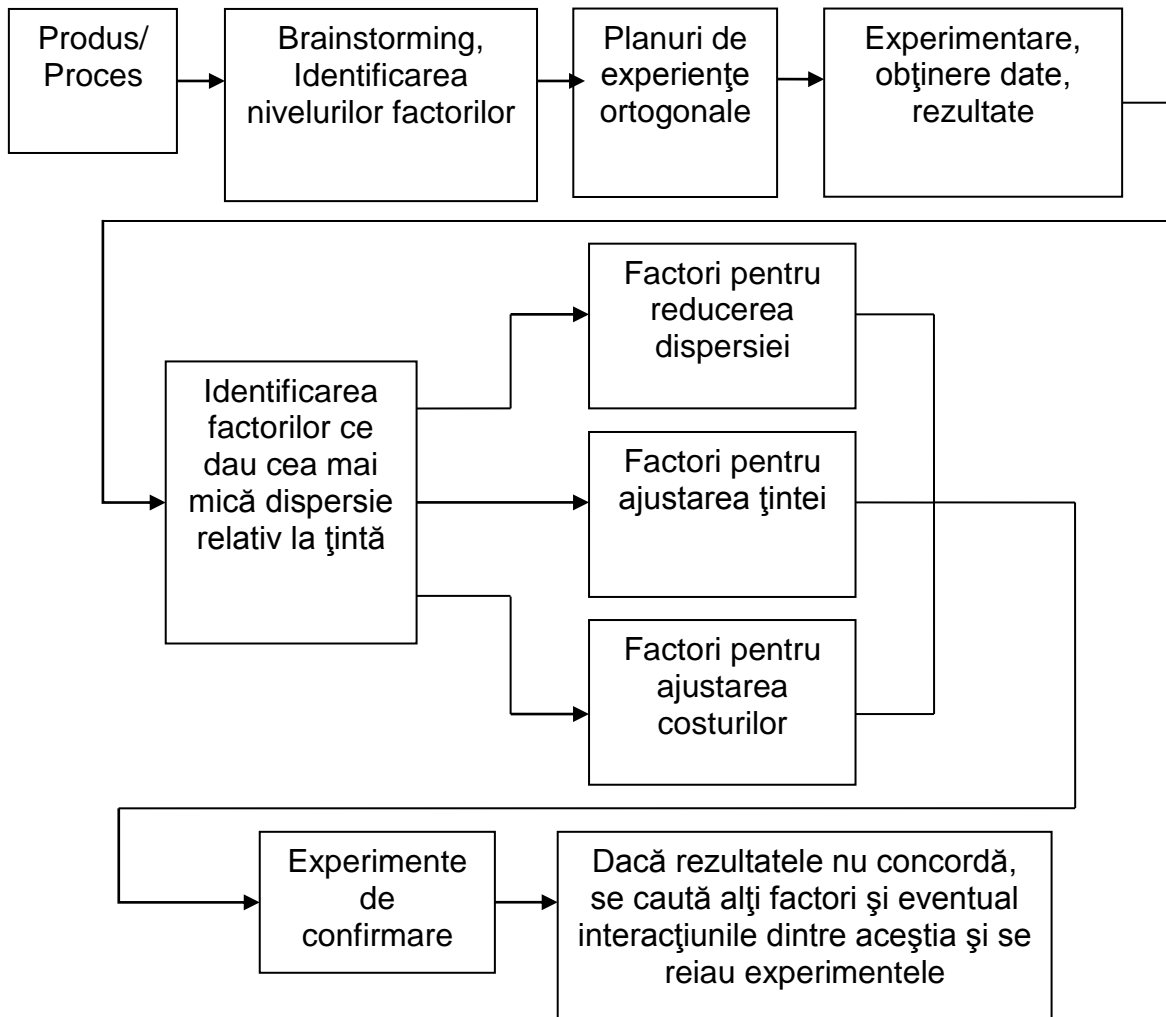


Fig. 2.5 Abordarea lui Genichi Taguchi

Tehnicile și metodele folosite în Proiectarea Robustă Taguchi sunt prezentate în Fig. 2.6

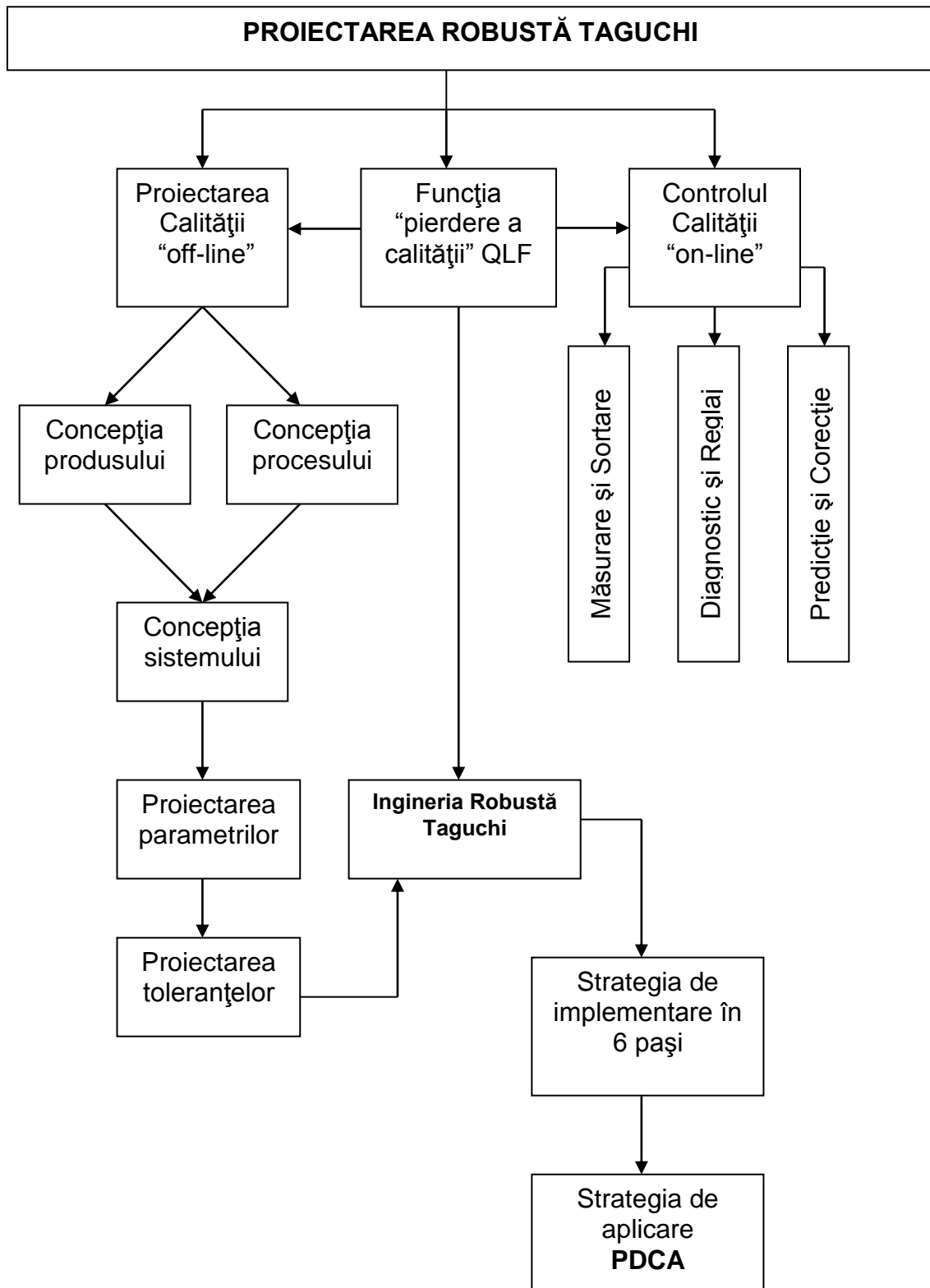


Fig. 2.6 Proiectarea Robustă Taguchi

2.3 Proiectarea Calității “off-line” Taguchi. Funcția Pierdere a Calității

“Funcția pierdere a calității” (“Quality Loss Function”) reprezintă unul din aporturile majore pe care le-a adus Genichi Taguchi, (Alexis 1999). Vorbind în termeni simpli, “funcția pierdere a calității” este un mod de-a arăta cum fiecare produs imperfect rezultă într-o pierdere pentru individ, firmă, societate. Dr. Edwards W. Deming spune în Deming (1982), pagina 141: “ *O pierdere minimă la valoarea nominală și o veșnică creștere a pierderii cu depărtarea în cele două direcții*”. G. Taguchi definește calitatea ca o caracteristică ce evită pierderile de bani atât pentru producător în timpul procesului de fabricație și pentru utilizator, cât și la nivelul global al societății.

De obicei această pierdere este asimilată unor costuri suplimentare în general suportate de fabricant și care sunt date de rebuturi, reprelucrări, garanții etc. (Fig. 2.7).

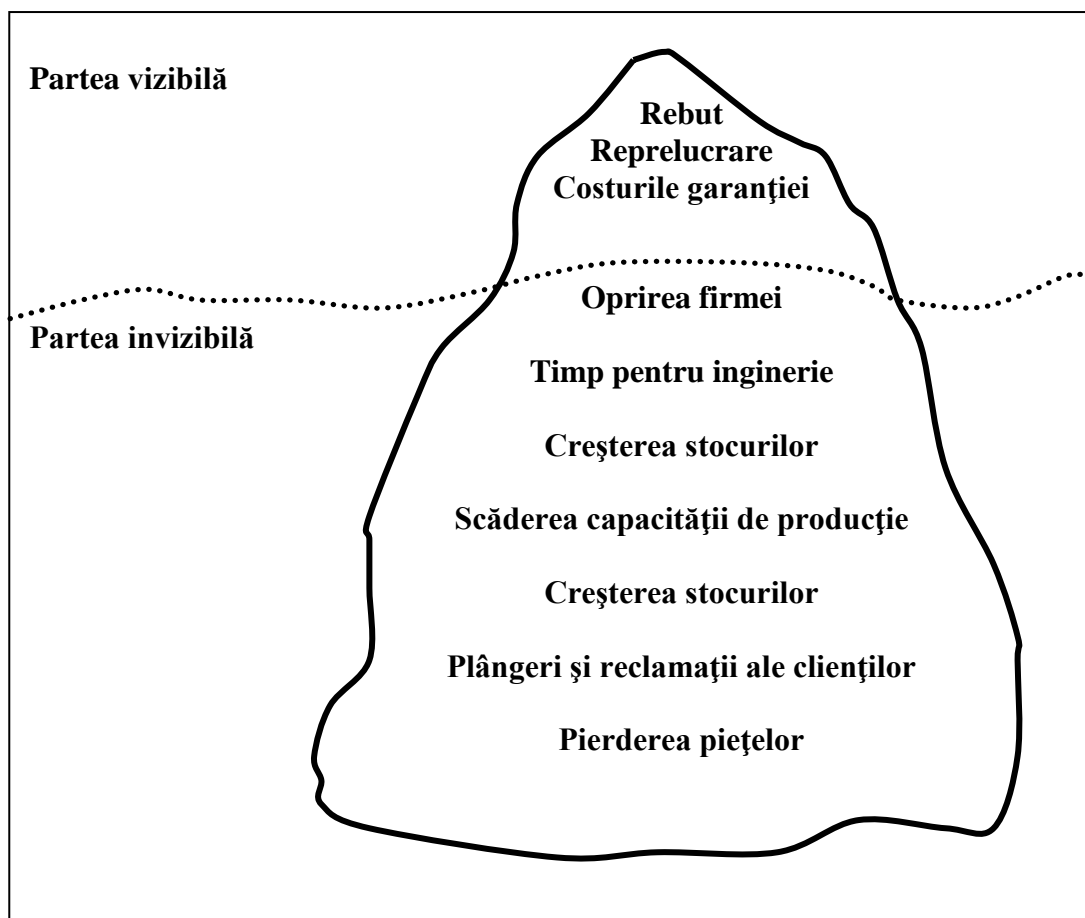


Fig. 2.7 Costurile noncalității [A1]

CAPITOLUL II

Este evident că un produs începe să se uzeze și să se deterioreze din momentul în care el a fost pus în funcțiune și există posibilitatea ca dacă el se defectează în perioada de garanție să fie reparat sau înlocuit, caz în care costul este suportat de fabricant. Dacă însă defectul s-a produs în perioada de post-garanție, atunci costurile reparării sau înlocuirii produsului vor fi suportate de utilizator/consumator. Problema este că un produs de calitate înaltă nu generează decât costuri mici întrucât (conform definiției Calității – ISO 2000), el îndeplinește așteptările în timpul perioadei pe care utilizatorul/consumatorul o consideră adecvată. Atunci când însă utilizatorul/consumatorul este nemulțumit sau consideră că produsul nu corespunde nevoilor sale, este greu de apreciat și calculat reacția sa negativă. Indirect, producătorul este cel care va suporta însă toate consecințele materiale, de imagine și/sau pierdere a piețelor.

Funcția “pierdere a calității” exprimată de Genichi Taguchi permite cuantificarea sub formă de pierderi financiare ale consecințelor pentru producător și pentru clienți/utilizatori/consumatori ale nivelului calității unui produs.

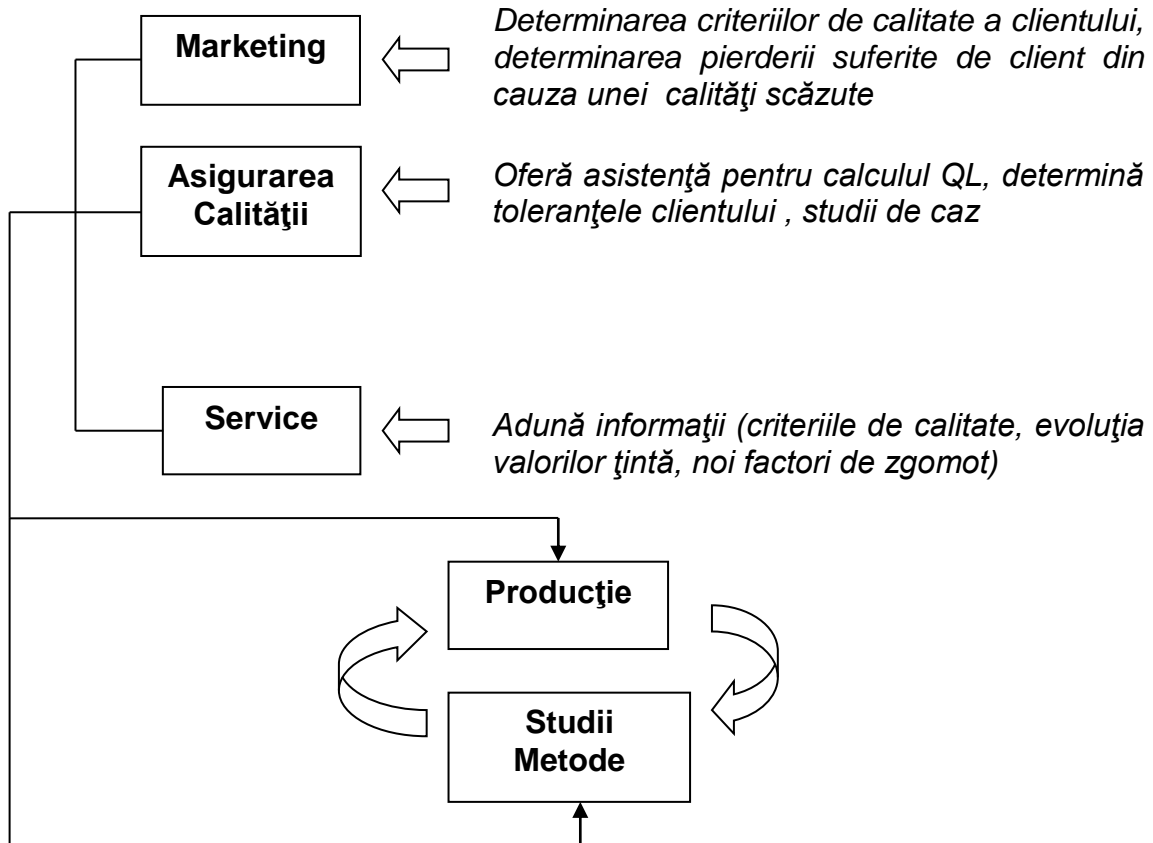


Fig. 2.8 Utilizarea funcției pierdere a calității

2.3.1 Funcția pierdere a calității Taguchi

Conform conceptului lui Genichi Taguchi (Fig 2.9), pierderea apare nu numai dacă produsul se află în afara limitelor specificate ci și atunci când el se află în interiorul acestora.

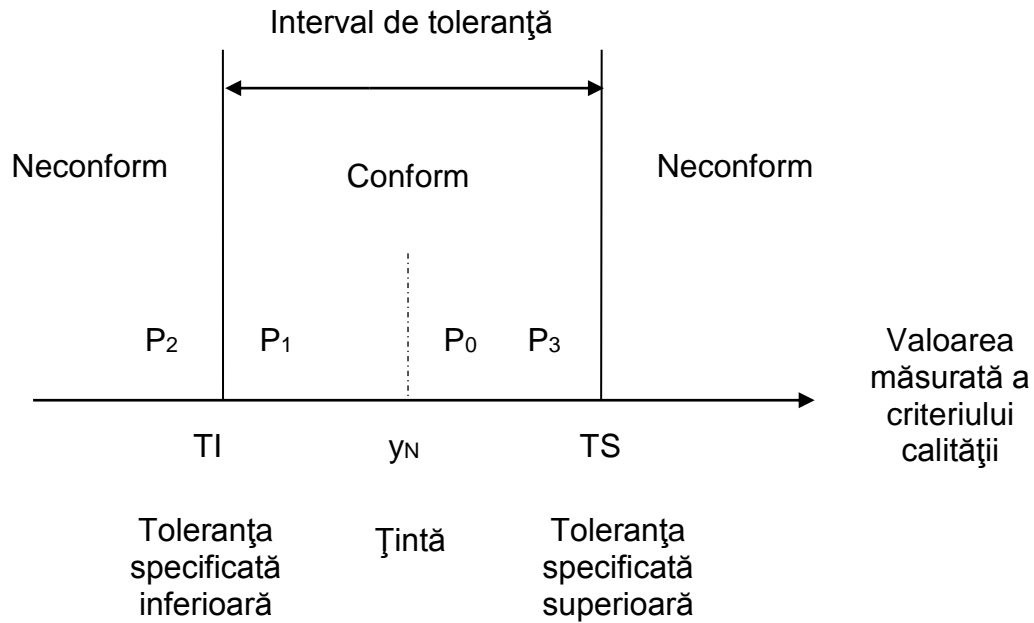


Fig. 2.9 Conceptul funcției pierdere a calității

Este evident că diferența între un produs P_1 , declarat acceptabil (bun) la limita inferioară a toleranței și un produs P_2 , declarat inacceptabil (respins) la aceeași limită este ne semnificativă. Diferența este mult mai importantă între produsul acceptabil P_1 și un produs P_3 , de asemenea declarat acceptabil, dar aflat la limita superioară de toleranță. Cel mai bun produs este P_0 și care se găsește exact la valoarea nominală specificată (țintă). Cu alte cuvinte această abordare este diferită de ceea ce se numește *fracțiune defectivă*, care implică faptul că toate produsele care se află în interiorul limitelor de toleranță specificate sunt la fel de bune (nedefective), în timp ce dacă se află în afara acestor limite se consideră *egal defectivă*. În realitate numai produsele a căror răspuns este exact la țintă oferă cea mai bună performanță, pe măsură ce răspunsul se abate mai mult de la țintă acesta devine “mai rău” în mod progresiv. De aici rezultă concluzia că minimizarea pierderilor calității nu constă în fixarea limitelor conform/neconform ci în reducerea variațiilor în raport cu valorile nominale (țintă).

CAPITOLUL II

Funcția pierdere a calității, ca pierdere indusă societății datorită abaterii caracteristicii sale față de valoarea țintă, are ca scop cuantificarea consecințelor economice a variațiilor în raport cu valorile fixate.

Expresia matematică a funcției pierdere a calității diferă funcție de tipurile de criterii de calitate ce trebuie optimizate: criteriul țintă (optimum este valoarea nominală), criteriul ce trebuie minimizat (cu cât mai mic cu atât mai bine) și criteriul ce trebuie maximizat (cu cât mai mare cu atât mai bine).

2.3.2 Expresia matematică a funcției pierdere pătratică Taguchi

O definiție tehnică a funcției pierdere Taguchi este cea dată de William Duncan “ O reprezentare parabolică care estimează pierderea calității exprimată în unități monetare ce rezultă când caracteristica de calitate se abate de la valoarea țintă, costul acestei abateri crescând pătratic pe măsură ce caracteristica se îndepărtează tot mai departe de valoarea țintă ”.

Se notează cu Y o caracteristică de calitate care are valoarea țintă y_N . O funcție pierdere pătratică simetrică continuă este prezentată în Fig. 2.10 și care reprezintă în fapt ipoteza simplificatoare a lui G. Taguchi conform căreia pierderea este proporțională cu pătratul abaterii caracteristicii în raport cu valoarea fixată.

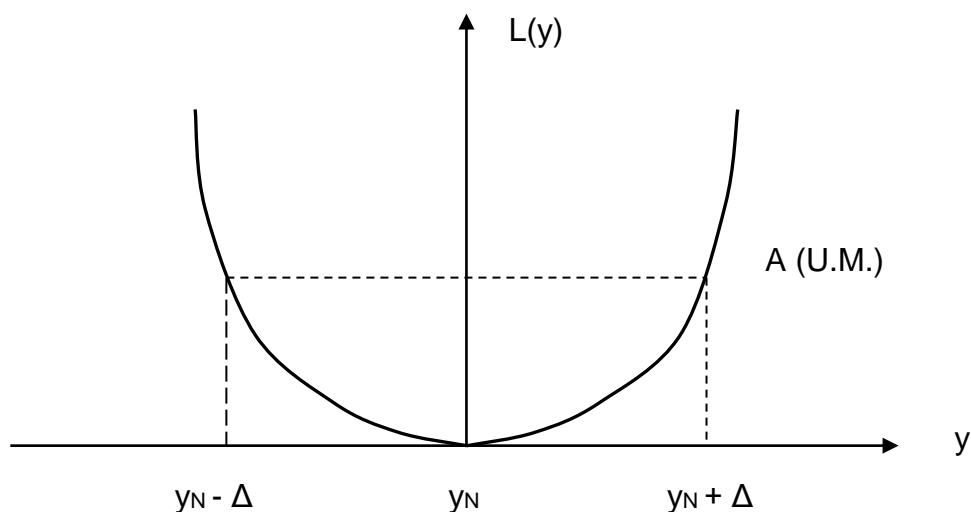


Fig. 2.10 Funcție pierdere pătratică simetrică continuă

CAPITOLUL II

Așa cum se observă din figură, pierderea calității notată cu $L(y)$ este egală cu 0 când caracteristica de calitate este exact pe țintă ($Y = y_N$), pierderea calității crescând pe măsură ce caracteristica de calitate se îndepărtează de valoarea țintă în ambele direcții. La fiecare limită de toleranță (specificație), pierderea calității este egală cu A (U.M.), deviația lui Y față de y_N în oricare direcție fiind deci considerată nedorită. În cazul general se consideră că pentru caracteristica de calitate Y , funcția pierdere $L(y)$ reprezintă valoarea monetară a pierderilor induse unui client arbitrar de o unitate de produs. Pentru determinarea aproximativă a acestei funcții se dezvoltă în serie Taylor funcția evaluată în y_N până la termenii de ordin II, termenii de ordin superior neglijându-se conform relației (2.1).

$$L(y) = L(y_N + y - y_N) = L(y_N) + \frac{L'(y_N)}{1!}(y - y_N) + \frac{L''(y_N)}{2!}(y - y_N)^2 + \dots \quad (2.1)$$

Se observă că $L(y_N) = 0$, și deoarece valoarea minimală a funcției este la y_N , prima derivată a funcției evaluată în acest punct este egală cu 0, adică $L'(y_N) = 0$. Atunci relația (2.1) poate fi rescrisă sub forma (2.2).

$$L(y) = \frac{L''(y_N)}{2!}(y - y_N)^2 = k(y - y_N)^2 \quad (2.2)$$

unde k – este o constantă numită *coeficient de pierdere a calității*.

Este evident că, caracteristica de calitate Y variază de la unitate la unitate și în timp și este practic să se reprezinte variația sa printr-o funcție probabilitate de repartiție. Se presupune că funcția densitate de probabilitate a lui Y este $f(y)$. Având funcția pierdere a calității $L(y)$ și funcția densitate de probabilitate $f(y)$, pierderea așteptată poate fi scrisă sub forma generală (2.3).

$$E[L(y)] = \int_{-\infty}^{+\infty} L(y) \cdot f(y) dy \quad (2.3)$$

În cazul funcției pierdere pătratică, se poate substitui $L(y)$ din ecuația (2.2) direct în ecuația (2.3).

$$E[L(y)] = \int_{-\infty}^{+\infty} k(y - y_N)^2 f(y) dy = k[\sigma_y^2 + (\mu_y - y_N)^2] \quad (2.4)$$

unde μ_y și σ_y^2 sunt media și varianța lui Y.

2.3.3 Funcția pierdere pătratică Taguchi în cazul criteriilor țintă

Se aplică pentru caracteristicile care au o valoare nominală specificată, criteriul țintă fiind tocmai valoarea nominală. Expresia matematică în cazul unui singur produs este:

$$L(y) = k(y - y_N)^2 \quad (2.5)$$

unde: L(y) – valoarea pierderii unitare exprimată în unități monetare

y – valoarea caracteristicii de calitate măsurate

y_N – valoarea nominală specificată (valoarea țintă)

k – constantă de cuantificare a pierderilor financiare

Din punct de vedere grafic relația (2.5) reprezintă o parabolă. În Fig. 2.11 se face o comparație între ITS (Intervalul de Toleranțe Specificat) și reprezentarea grafică a funcției pierdere a calității.

Dacă se dorește evaluarea calității medii pentru un lot de produse, se folosește media lui $(y_i - y_N)^2$ numită abatere medie pătratică sau MSD (mean square deviation), care poate fi calculată conform relației (2.6):

$$MSD = \sum_{i=1}^n \frac{(y_i - m)^2}{n} + (m - y_N)^2 \quad (2.6)$$

CAPITOLUL II

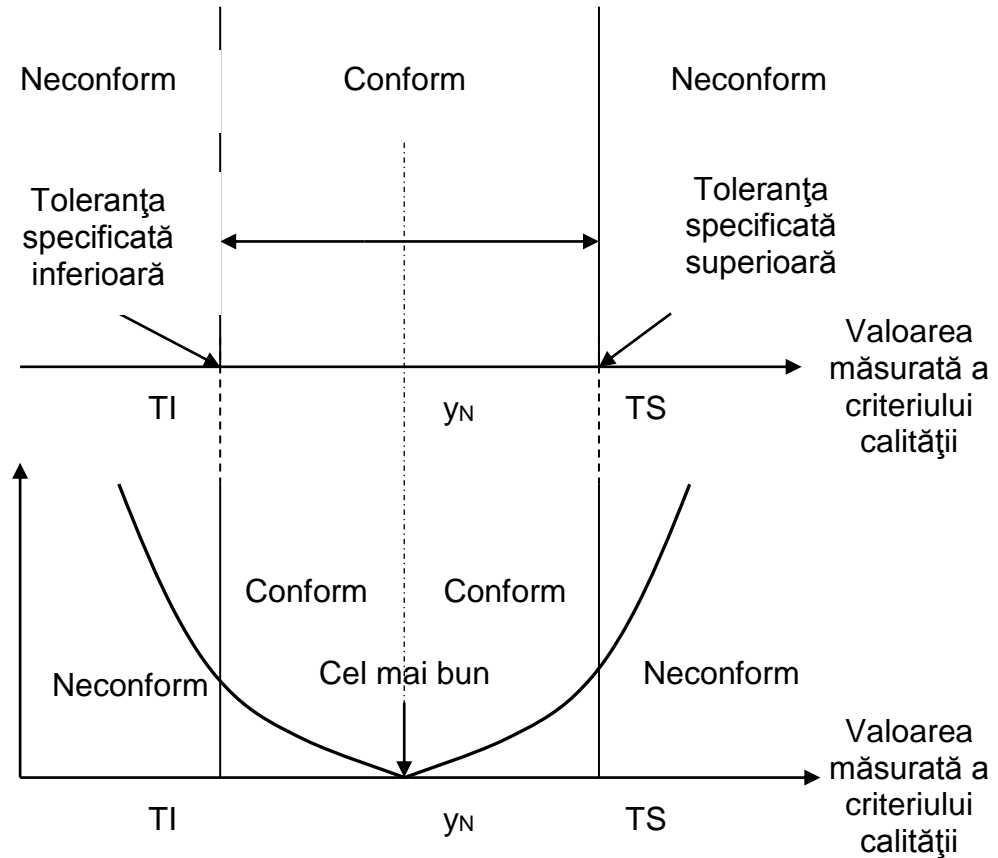


Fig 2.11 ITS și funcția pierdere a calității pentru un criteriu țintă

Dacă se ține cont că $\sum_{i=1}^n \frac{(y_i - m)^2}{n} = \sigma^2$ reprezintă definiția varianței populației pieselor se obține în final expresia funcției pierdere a calității pentru un lot de produse:

$$L(y) = k[\sigma^2 + (m - y_N)^2] \quad (2.7)$$

Dacă se consideră un eșantion de n piese asupra cărora se fac măsurările, atunci se lucrează cu valorile estimate ale mediei, \bar{y} și abaterii standard s , rezultând pentru funcția pierdere a calității relația (2.8).

$$L(y) = k[s^2 + (\bar{y} - y_N)^2] \quad (2.8)$$

2.3.4 Funcția pierdere pătratică Taguchi în cazul criteriilor de minimizat

Se aplică la caracteristicile a căror valoare nominală este zero ($y_N = 0$), criteriul care trebuie minimizat este: *cu cât este mai mic cu atât este mai bun*. Funcția pierdere a calității este:

$$L(y) = ky^2 \text{ - pentru un singur produs} \quad (2.9)$$

$$L(y) = k(s^2 + \bar{y}^2) \text{ - pentru un lot de produse} \quad (2.10)$$

Observație:

- reprezentarea grafică a funcției pierdere a calității în cazul criteriilor care trebuie minimizate este o jumătate de parabolă ca în Fig. 2.12.
- criteriul este mult mai sensibil la valoarea medie decât la dispersia valorilor măsurate, fiind preferabil să se lucreze cu o valoare medie mică și o abatere standard mare decât invers.

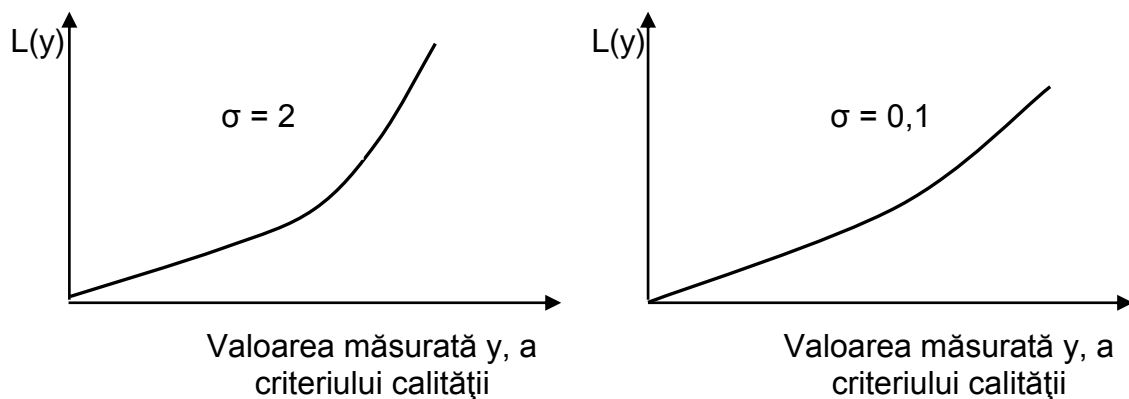


Fig. 2.12 Funcția pierdere a calității pentru un criteriu ce trebuie minimizat

2.3.5 Funcția pierdere pătratică Taguchi în cazul criteriilor de maximizat

Se aplică la caracteristicile a căror valoare țintă este teoretic infinită, criteriul care trebuie maximizat fiind: *cu cât este mai mare cu atât este mai bun*. Funcția pierdere a calității pentru un singur produs este dată în relația (2.11):

CAPITOLUL II

$$L(y) = \frac{1}{y^2} - \text{pentru un singur produs} \quad (2.11)$$

$$L(y) = k \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \frac{1}{y_i^2} - \text{pentru un lot de produse} \quad (2.12)$$

Deoarece relația (2.12) este relativ greu de utilizat, pentru evaluarea calității medii a unui lot de produse, se folosește media lui $\frac{1}{y_i^2}$, numită și abatere medie pătratică sau MSD și care poate fi calculată conform relației (2.13):

$$\text{MSD} = \frac{1}{m^2} \left[1 + 3 \left(\frac{\sigma}{m} \right)^2 \right] \quad (2.13)$$

Deci funcția pierdere a calității pentru un lot de produse în cazul criteriilor de maximizat este dată în relația (2.14).

$$L(y) = k \frac{1}{m^2} \left[1 + 3 \frac{\sigma^2}{m^2} \right] \quad (2.14)$$

Dacă se înlocuiesc m și σ cu valorile lor estimate rezultă relația (2.15)

$$L(y) = k \frac{1}{\bar{y}^2} \left[1 + 3 \frac{s^2}{\bar{y}^2} \right] \quad (2.15)$$

Observații:

- reprezentarea grafică a funcției pierdere a calității în cazul criteriilor care trebuie maximizate este o hiperbolă ca în Fig. 2.13.
- criteriul este mult mai sensibil la valoarea medie decât la dispersia valorilor măsurate și este preferabil să se obțină o valoare medie cât mai mare posibil chiar dacă abaterea standard este mare, decât invers.

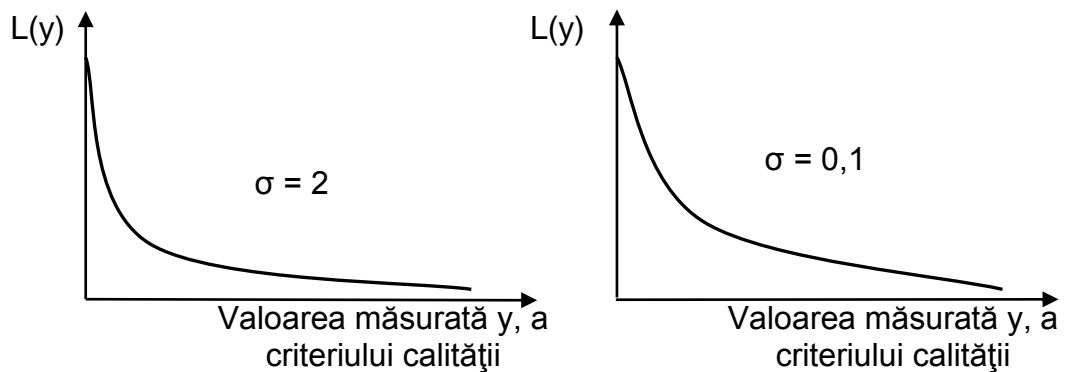


Fig. 2.13 Funcția pierdere a calității pentru un criteriu ce trebuie maximizat

2.4 Raportul Semnal/Zgomot (S/N Ratio)

2.4.1 Utilizarea Raportului Semnal/Zgomot ca indicator de performanță în cazul criteriilor statice

Mijloacele pentru evaluarea performanței unui sistem au un rol critic mai ales atunci când se încearcă optimizarea rapidă a unui produs sau proces nou, făcută și în scopul reducerii costurilor asociate ciclului de dezvoltare a produsului sau procesului. Dacă se folosește metoda tradițională de evaluare a performanței, adică parcurgerea unei liste detaliate a problemelor specifice (*check-list*), atunci se poate obține, eventual, o *îmbunătățire punctuală* a produsului sau procesului, îmbunătățirea globală a calității acestora fiind incertă.

Având în vedere aceste lucruri este esențial să se dezvolte o “ *metrologie specifică și sintetică* ” care să permită evaluarea performanței într-o manieră eficientă. Se consideră că “ *Performanța* ” reprezintă “ *ieșirea* ” unui sistem cu una sau mai multe “ *intrări* ”. Atunci când se dorește evaluarea performanțelor unui sistem, trebuie considerate pe rând atât “ *ieșirile dorite* ” (cele pe care dorim să le obținem) cât și “ *ieșirile nedorite* ” (cele pe care dorim să le evităm).

La primele ne referim în calitate de “ *Semnale* ” și la celelalte în calitate de “ *Zgomote* ”, prin analogie cu folosirea tradițională a celor două noțiuni din expresia “ *Raportul Semnal/Zgomot (S/N)* ” utilizat în domeniul comunicațiilor electronice. Spre deosebire de abordările clasice (tradiționale) care tratează separat aceste două componente, G. Taguchi utilizează pentru a evalua calitatea unui produs sau

CAPITOLUL II

proces, o măsură sintetică a performanței cu aceeași denumire (raport semnal/zgomot) care ia în calcul simultan atât *media* cât și *dispersia*.

Într-adevăr dacă ne gândim că scopul unui experiment este să se fixeze anumite valori pentru parametrii de intrare în sistem (*intrările*), ale unui produs sau proces, astfel încât acestea să atingă performanțele dorite (*ieșirile dorite*) și în plus să aibe o sensibilitate minimă la factorii necontrolabili (zgomote), adică *ieșirile nedorite*, atunci este logic ca cele două componente (*media și dispersia*) să fie optimizate împreună.

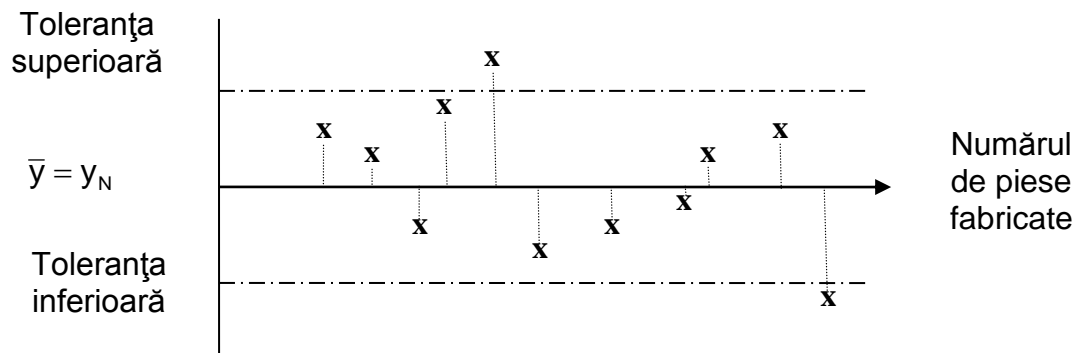
Observație:

Un exemplu în acest sens este cel prezentat în Fig. 2.14 (a) și (b) în care se observă că pentru obținerea unei performanțe adecvate într-un proces de fabricație nu este suficient ca valoarea medie \bar{y} a unui lot de piese să fie egală cu valoarea nominală fixată , ci trebuie ca și dispersia în jurul valorii medii să fie suficient de mică. În termeni metrologici în cazul în care $\bar{y} = y_N$, atunci se spune despre un aparat de măsură că este “ *just* “, orice abatere de la valoarea nominală numindu-se “ *eroare de justete* ”, iar în cazul când dispersia în jurul valorii medii este suficient de mică, se spune că aparatul de măsură este “ *fidel* ”, orice abatere de la valoarea medie numindu-se “ *eroare de fidelitate* “. Pentru ca un aparat de măsură să aibe performanțe bune (dorite) din punct de vedere metrologic, el trebuie să fie “ *exact* “ adică să fie simultan “ *just* “ și “ *fidel* “.

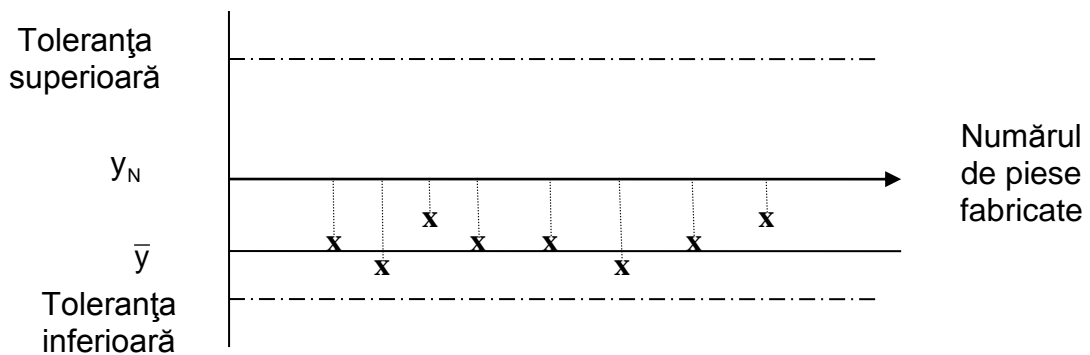
Având în vedere că obiectivul general a fost stabilit, măsura sintetică a performanței sistemului, adică indicatorul de performanță “ *Raport Semnal/Zgomot* “ are și următoarele caracteristici:

- ✓ Dacă mai mulți factori au fiecare în mod individual un efect asupra performanței, atunci este de dorit ca efectul combinat al acestora să fie suma efectelor individuale (proprietate numită și *aditivitate*).
- ✓ Maximizarea indicelui de performanță corespunde minimizării funcției pierdere a calității în sensul dat de G. Taguchi.
- ✓ Indicele de performanță este independent de nivelul fixat al performanței propriu-zise.

CAPITOLUL II



(a)



(b)

Fig. 2.14 (a) Valoarea medie a unei cote egală cu valoarea nominală dar cu dispersie mare în jurul valorii medii
(b) Dispersie în jurul valorii medii, dar cu abatere mare a acesteia față de valoarea nominală

Având în vedere că obiectivul general a fost stabilit, măsura sintetică a performanței sistemului, adică indicatorul de performanță “ *Raport Semnal/Zgomot* “ are și următoarele caracteristici:

- ✓ Dacă mai mulți factori au fiecare în mod individual un efect asupra performanței, atunci este de dorit ca efectul combinat al acestora să fie suma efectelor individuale (proprietate numită și *aditivitate*).
- ✓ Maximizarea indicelui de performanță corespunde minimizării funcției pierdere a calității în sensul dat de G. Taguchi.
- ✓ Indicele de performanță este independent de nivelul fixat al performanței propriu-zise.

2.4.1.1 Raportul Semnal/Zgomot pentru criteriile țintă

Există sisteme la care în mod frecvent caracteristica de ieșire trebuie să îndeplinească un obiectiv de tipul: “ *optimumul este valoarea nominală* “ sau se folosește expresia “ *caracteristica de calitate este un criteriu țintă* “.

Ambele exprimări, criteriu țintă sau valoare nominală, reprezintă de fapt un mod de a defini o *valoare nominală preferențială* pentru ieșirea unui sistem ce urmează a fi optimizat. Toate celelalte valori sunt mai puțin dorite decât valoarea nominală sau țintă.

Se presupune o serie de măsurări la care s-a putut determina media și respectiv s-a stabilit intervalul de variație a performanței ca fiind ± 1 . Numai pe baza acestor informații este greu să se facă aprecieri asupra performanței, neavând totodată informații asupra unității de măsură a performanței și nici un punct de referință pentru stabilirea ordinului de mărime al acesteia. (de exemplu pentru o valoare medie egală cu 10 intervalul de variație ar putea fi considerat prea mare, pentru o valoare medie egală cu 100 ar putea fi considerat relativ bun, pentru o valoare medie egală cu 1000, foarte bun etc.).

Apare deci sugestia de a folosi pe post de indice de performanță, rezultatul împărțirii valorii medii la intervalul de variație.

Avantajele unui astfel de indice de performanță (care respectă și caracteristicile impuse de G. Taguchi) sunt:

- ✓ Prin împărțire (raport) este eliminată problema unității de măsură.
- ✓ Raportul include o referință privind ordinul de mărime ce va permite relativizarea valorii intervalului de variație.
- ✓ Acest mod de definire a indicelui de performanță îl face independent de modificările ulterioare ale nivelului performanței propriu zise.

Se consideră valorile raportului (indicelui de performanță) relativ la 3 soluții tehnice pentru un produs, reprezentate în Fig. 2.15.

CAPITOLUL II

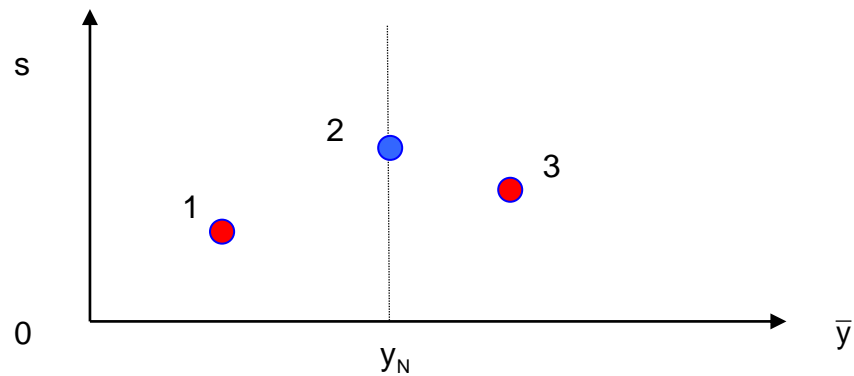


Fig. 2.15 Valorile raportului (indicelui de performanță) pentru 3 soluții tehnice ale unui produs

Se pune problema să se determine care din soluții este preferabilă. Răspunsul frecvent este: Soluția 1, întrucât intervalul de variație (notat cu s) este cel mai mic.

Dacă ne uităm însă la valoarea țintă notată y_N , se observă că semnalul de ieșire (valoare medie) a Soluției 1 are nevoie de o reglare a acestuia pentru a-l aduce mai aproape de valoarea țintă. Se pune acum problema cum va influența această reglare valoarea intervalului de variație.

Este evident că cea mai bună metodă este cea care utilizează un factor de reglare ce face să varieze media și abaterea standard (intervalul de variație) în aceeași proporție păstrând raportul lor constant. În consecință, reglarea valorii medii la valoarea țintă va plasa intervalul de variație (abaterea standard) în punctul 1' din Fig. 2.16. În baza aceluiași raționament, intervalul de variație (abaterea standard) a Soluției 3 se va plasa în punctul 3' din Fig. 2.16.

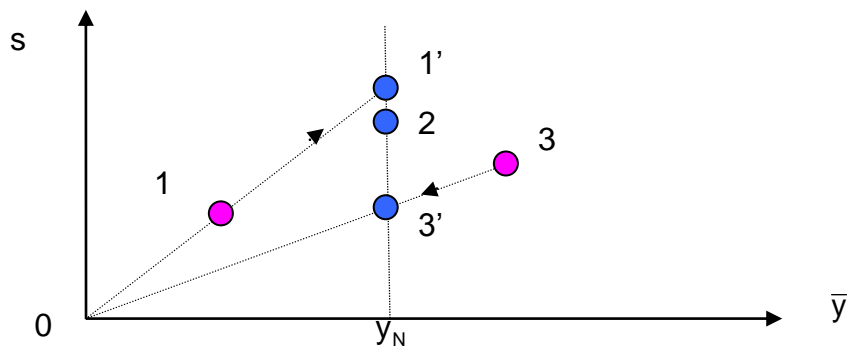


Fig. 2.16 Reglarea valorilor medii la valoarea țintă pentru cele 3 Soluții tehnice ale unui produs

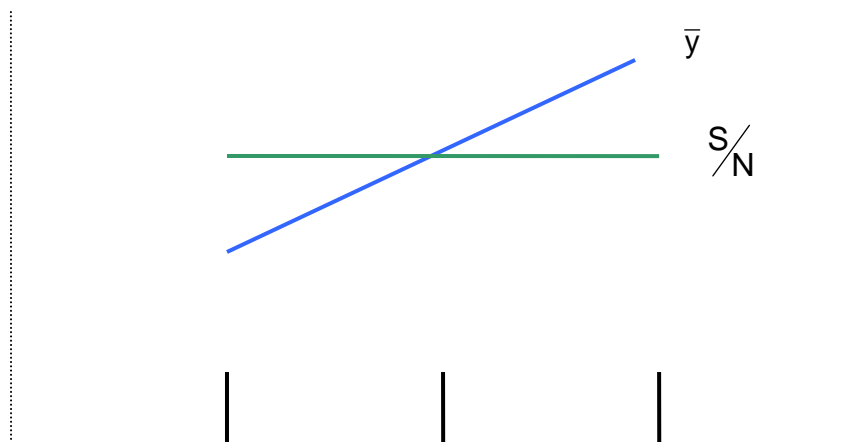
CAPITOLUL II

Analizând Fig. 2.16 se observă că Soluția 3 este cea care dă cel mai mic interval de variație și devine alegerea cea mai bună.

Concluzia este că trebuie aleasă acea soluție care are *raportul medie/interval de variație (abatere standard sau dispersie) cel mai mare și care dă cel mai mic interval de variație (abatere standard sau dispersie) după ajustarea valorii medii la valoarea țintă (nominală)*. Acest lucru spune că pentru un criteriu țintă raportul Semnal/Zgomot bazat pe raportul medie/interval de variație (abatere standard) este un indice de performanță ce rămâne constant în timpul ajustării mediei la valoarea țintă.

După efectuarea unui experiment de optimizare, trebuie identificat un factor de reglare astfel încât dacă este îndeplinită condiția prezentată anterior pentru soluția tehnică, atunci *media variază liniar cu factorul de reglare*.

Este evident că un astfel de factor reprezintă o idealizare, în realitate raportul Semnal/Zgomot este variabil cu factorii reali. Totuși, există posibilitatea, să se găsească valori noi după reglarea mediei și după mai multe iterații să se obțină o *Soluție Optimă*.



Intervalul de variație al factorului de reglare ideal

Fig. 2.17 Factor ideal pentru care media variază liniar cu acesta și raportul Semnal/Zgomot este constant

Pentru determinarea raportului Semnal/Zgomot bazat pe raportul medie/abatere standard se pornește de la funcția pierdere a calității a lui G. Taguchi pentru criterii țintă pentru eșantion de "n" piese:

CAPITOLUL II

$$L(y) = k[s^2 + (\bar{y} - y_N)^2] \quad (2.16)$$

Așa cum s-a arătat anterior pentru reducerea pierderii, răspunsul \bar{y} trebuie apropiat de valoarea nominală y_N cu păstrarea raportului y_N/\bar{y} . Având în vedere că factorul de reglare care produce deplasarea mediei păstrează constant și raportul medie/abatere standard, se poate spune că $s' = s (y_N/\bar{y})$, adică o dată ce răspunsul \bar{y} a fost reglat la y_N , abaterea standard va fi egală cu s' . Rezultă că funcția pierdere a calității poate fi scrisă:

$$L(y) = k \cdot s'^2 = k \cdot \left[s \left(\frac{y_N}{\bar{y}} \right) \right]^2 = k \cdot y_N^2 \cdot \frac{s^2}{\bar{y}^2} \quad (2.17)$$

În relația (2.17) k și y_N fiind constante, pentru minimizarea pierderii trebuie maximizat raportul adimensional \bar{y}^2/s^2 care corespunde speranței matematice atunci când $n \rightarrow \infty$. Expresia raportului Semnal/Zgomot pentru criteriile țintă este dată în relația (2.18). Se menționează că pentru îmbunătățirea aditivității se utilizează logaritmul raportului și prin analogie cu convenția din electronică și acustică, raportul se exprimă în decibeli, respectiv formula se ajustează cu raportul $1/n$ pentru păstrarea rigurozității matematice atunci când numărul de măsurări este relativ mic.

$$\frac{S}{N} = 10 \log \left[\frac{\bar{y}^2}{s^2} - \frac{1}{n} \right] \quad [\text{dB}] \quad (2.18)$$

Concluzie: Cu cât valoarea algebrică a raportului S/N este mai mare cu atât performanța produsului sau procesului ce trebuie optimizat va fi mai bună (evident pierderea generată va fi mai mică).

Observații:

- Raportul S/N permite relativizarea valorii abaterii standard în raport cu valoarea medie, eliminând totodată problema unității de măsură.

CAPITOLUL II

- În cazul în care toate valorile măsurate sunt egale adică $s = 0$, atunci calculul direct al raportului S/N nu este posibil. Totuși pentru a putea evalua performanța prin calcularea raportului S/N, se alocă abaterii standard o valoare foarte mică.
- În cazul în care caracteristicile de performanță iau valori pozitive și negative, există posibilitatea ca valoarea medie să devină algebric inferioară abaterii standard și atunci intervalul de variație se măsoară utilizând varianța s^2 . Pentru calculul raportului S/N se folosește relația (2.19) în care semnul “ – ” indică faptul că valoarea algebrică a lui S/N va fi cu atât mai mare cu cât varianța s^2 este mai mică.
- Criteriile de performanță asimilate criteriilor țintă sunt de fapt un caz particular al criteriilor dinamice.

$$\frac{S}{N} = -10 \log s^2 \quad [\text{dB}] \quad (2.19)$$

2.4.1.2 Raportul Semnal/Zgomot pentru criteriile ce trebuie minimizate

În multe cazuri valoarea țintă pentru măsurarea performanței are valoarea zero. Pornind de la expresia funcției pierdere a calității pentru criterii ce trebuie minimizate (relația 2.20), se observă că pentru a minimiza pierderea trebuie minimizată expresia: $s^2 + \bar{y}^2$. Pentru a păstra regula de utilizare a raportului Semnal/Zgomot, acesta se exprimă tot în decibeli și este precedat de semnul “–”, (relația 2.21), semnificând faptul că pierderea va fi cu atât mai mică (adică performanța cu atât mai mare) cu cât dispersia se diminuează.

$$L(y) = k \cdot (s^2 + \bar{y}^2) \quad (2.20)$$

$$\frac{S}{N} = -10 \log (s^2 + \bar{y}^2) \quad [\text{dB}] \quad (2.21)$$

Dacă $\bar{y} = 0$, adică atunci când toate valorile măsurate sunt egale cu zero, atunci și $s = 0$ și apare o nedeterminare. Pentru a evalua performanța și a putea calcula raportul Semnal/Zgomot se alocă pentru \bar{y} și s valori foarte mici (de ex 0,0001).

CAPITOLUL II

În unele cazuri performanța poate fi tratată și ca un “ zgomot “ în cadrul unei probleme cu criteriu țintă, alteleori ca un “ zgomot “ corespunzător unui semnal de intrare nul. Este recomandabil să se trateze problema în regim dinamic luând în considerare întreaga plajă de intrări în loc de a se limita la o singură valoare a semnalului de intrare.

2.4.1.3 Raportul Semnal/Zgomot pentru criteriile ce trebuie maximizate

Se pornește de la expresia funcției pierdere a calității pentru criteriile ce trebuie maximizate conform relației (2.22). Minimizarea pierderii (creșterea performanței) înseamnă minimizarea expresiei: $\left(1/\bar{y}^2\right) \cdot \left(1 + 3s^2/\bar{y}^2\right)$.

$$L(y) = k \frac{1}{\bar{y}^2} \left[1 + 3 \frac{s^2}{\bar{y}^2} \right] \quad (2.22)$$

Expresia pentru raportul Semnal/Zgomot este dată în relația (2.23) și păstrează caracteristicile prezentate anterior.

$$\frac{S}{N} = -10 \log \left[\left(\frac{1}{\bar{y}^2} \right) \cdot \left(1 + 3 \frac{s^2}{\bar{y}^2} \right) \right] \quad (2.23)$$

2.5 Proiectarea Calității “off-line” Taguchi. Proiectarea parametrilor

Planurile de experiențe au fost dezvoltate de Jacques Hadamard și Ronald A. Fisher și constau în efectuarea unor experimente stabilite aprioric cu scopul de a determina cu minimum de încercări și maximum de precizie influențele posibile ale diferiților parametri astfel încât să se optimizeze performanțele unui sistem.

Se utilizează trei metode (planuri) de experimentare:

a) *Plan de experiențe în care se variază un singur factor o dată*

Este o metodă la care experimentarea se face prin tatonări succesive. Datorită influențelor parazite și întrucât efectele nu sunt întotdeauna independente unele de altele, această metodă se aplică numai cu mare precauție.

CAPITOLUL II

b) Plan de experiențe factorial complet

Acest plan studiază toate combinațiile posibile ale nivelurilor factorilor încercați. Din punct de vedere teoretic ele sunt complete, însă timpul necesar efectuării experimentelor și costurile sunt foarte mari (de exemplu pentru a experimenta 15 factori la 2 niveluri sunt necesare $2^{15}=32768$ de experimente).

c) Plan de experiențe factorial fracționat

Realizarea acestor planuri se bazează pe ideea că unele combinații posibile ale factorilor încercați aduc mai multe informații eficiente, reușindu-se astfel și reducerea considerabilă a numărului de experimente efectuate. În figura 2.18 se prezintă varianta unui plan de experiențe factorial complet clasic pentru 3 factori pe 2 niveluri, în figura 2.19 se prezintă un plan factorial complet Taguchi, iar în figura 2.20 se prezintă două variante de plan factorial fracționat Taguchi.

		C1	C2
A1	B1	R1	R2
	B2	R3	R4
B1	B1	R5	R6
	B2	R7	R8

Fig. 2.18 Plan factorial complet clasic pentru 3 factori pe 2 niveluri

Nr. încercare	Factori încercați			Rezultatul încercării
	A	B	C	
1	1	1	1	R1
2	1	1	2	R2
3	1	2	1	R3
4	1	2	2	R4
5	2	1	1	R5
6	2	1	2	R6
7	2	2	1	R7
8	2	2	2	R8

Fig 2.19 Plan factorial complet Taguchi pentru 3 factori la 2 niveluri

CAPITOLUL II

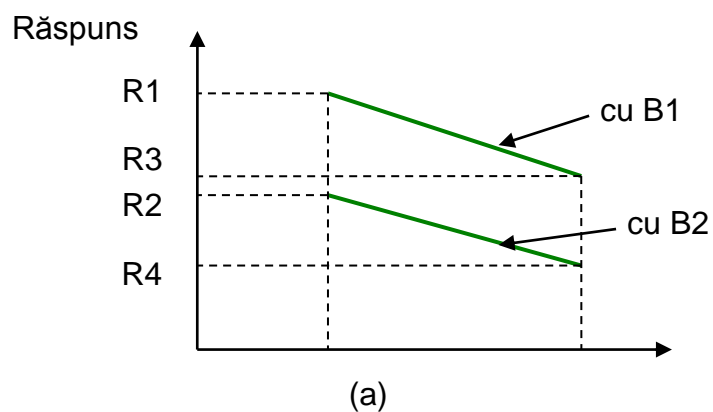
Nr. încercare	Factori încercați			Rezultatul încercării
	A	B	C	
1	1	1	1	R1
4	1	2	2	R4
6	2	1	2	R6
7	2	2	1	R7

Nr. încercare	Factori încercați			Rezultatul încercării
	A	B	C	
2	1	1	2	R2
3	1	2	1	R3
5	2	1	1	R5
8	2	2	2	R8

Fig 2.20 Planuri factoriale fracționare echivalente pentru 3 factori la 2 niveluri

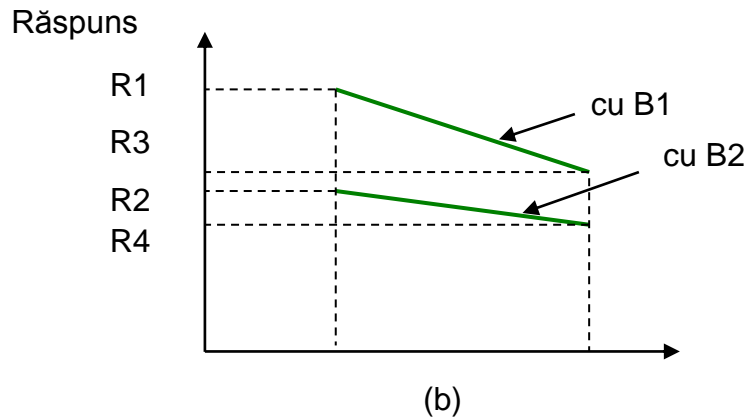
Observații:

- Pentru a putea calcula efectele unui factor independent de alți factori, planul de experiențe trebuie să fie *ortogonal*.
- Într-o *matrice ortogonală* fiecare nivel al fiecărui factor este combinat cu fiecare nivel al celorlalți factori într-un număr egal de ori. În cazurile reale efectele unui factor pot depinde de nivelul altui factor. Se spune că între factori există o *interacțiune*.
- În figura 2.21 se prezintă cazurile posibile ale interacțiunii a doi factori.

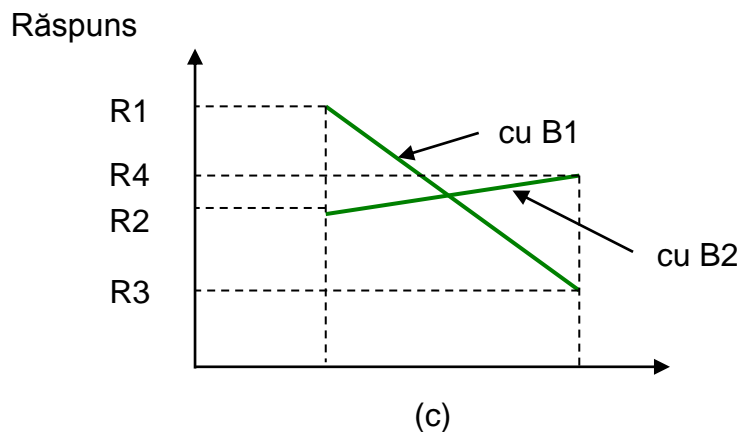


CAPITOLUL II

Dreptele sunt paralele, efectul lui A este independent de nivelurile B, nu există interacțiune.



Dreptele nu sunt paralele, efectul lui A nu este independent de nivelurile lui B, există interacțiune.



Dreptele se intersectează, efectul lui A se inversează funcție de nivelurile lui B, există interacțiune foarte puternică.

Fig. 2.21 (a), (b), (c) Cazuri posibile de interacțiune a doi factori

Pentru a măsura interacțiunea dintre doi sau mai mulți factori, trebuie rezervată o coloană în matricea de experiențe. De exemplu, se consideră un plan factorial complet care conține doi factori A și B fiecare testat la două niveluri (sunt necesare $2^2=4$ încercări). Se introduce o nouă coloană pentru a studia interacțiunea dintre cei doi factori, I_{AB} . Se constată că nivelurile corespund ca și cum această coloană ar fi alocată unui al treilea factor C. Calculându-se efectul mediu al lui C se constată că

CAPITOLUL II

este egal cu efectul interacțiunii I_{AB} . Acest rezultat indică faptul că în realitate cele două efecte se confundă (sunt congruente). Dacă am aloca de la început colona a 3-a pentru factorul C s-ar obține un *plan factorial fracționat saturat* (conține coloane rezervate numai pentru factori independenți), un *plan factorial complet* pentru 3 factori având nevoie de $2^3=8$ încercări (experimente).

d) *Grade de libertate (gdl)*

Se definește numărul de grade de libertate (*gdl*) ale unui sistem, numărul minim de comparații care se efectuează. Gradul de libertate al unui factor este egal cu numărul de comparații necesare pentru a studia efectul său (de exemplu un factor cu 3 niveluri va avea două *gdl*). În cazul interacțiunilor, numărul gradelor de libertate este egal cu produsul gradelor de libertate ale factorilor individuali. Numărul de grade de libertate al unei matrici de experiențe este egal cu numărul de încercări (experimente) minus 1. Determinarea numărului de grade de libertate este importantă în vederea alegerii matricii de experiențe potrivite fiecărei aplicații în parte.

2.5.1 Matrici de experiențe fracționate ortogonale Taguchi standard

Matricile Taguchi standard se dovedesc suficient de largi pentru a satisface marea majoritate a situațiilor ce intervin în practica industrială. Simbolizarea matricilor Taguchi standard se face funcție de numărul de experimente (numărul de linii ale matricii), numărul de factori și interacțiuni (numărul de coloane ale matricii) respectiv numărul de niveluri. De exemplu **L18(2¹ X 3⁷)** este o matrice care are 18 încercări, 2¹=1 factor la 2 niveluri, 3⁷=7 factori la 3 niveluri.

a) *Modul de alegere a unei matrici Taguchi standard*

Așa cum s-a arătat anterior trebuie aleasă cea mai mică matrice care să furnizeze informațiile dorite în concordanță cu obiectivele experimentului. Se calculează numărul total al gradelor de libertate și se alege matricea Taguchi standard cea mai apropiată.

b) *Tabele triunghiulare și grafuri liniare*

Tabelele triunghiulare și grafurile liniare sunt asociate majorității matricilor Taguchi standard și se folosesc pentru a defini coloanele utilizate pentru studiul interacțiunilor și pentru adaptarea matricilor la nevoile specifice. Se consideră

CAPITOLUL II

matricea standard L_8 din figura 2.22, Tabelul triunghiular corespunzător L_8 din figura 2.23, respectiv Grafurile liniare L_8 din figura 2.24.

Nr. coloane	1	2	3	4	5	6	7	
Nr. încercare	Factori încercați							Rezultatul încercării
	A	B	C	D	E	F	G	
1	1	1	1	1	1	1	1	R1
2	1	1	1	2	2	2	2	R2
3	1	2	2	1	1	2	2	R3
4	1	2	2	2	2	1	1	R4
5	2	1	2	1	2	1	2	R5
6	2	1	2	2	1	2	1	R6
7	2	2	1	1	2	2	1	R7
8	2	2	1	2	1	1	2	R8

Fig. 2.22 Matricea Taguchi standard L_8

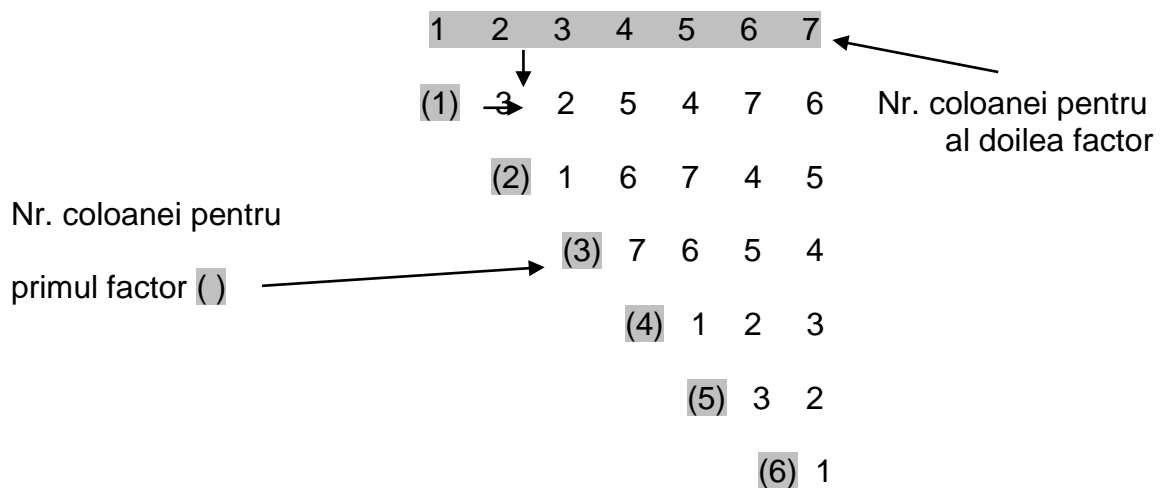


Fig. 2.23 Tabel triunghiular corespunzător matricii L_8

Dacă factorii A și B sunt repartizați în coloanele 1 respectiv 2 din matricea L_8 atunci coloana rezervată interacțiunii I_{AB} se obține la intersecția liniilor corespunzătoare coloanei factorului A respectiv B, adică în coloana 3.

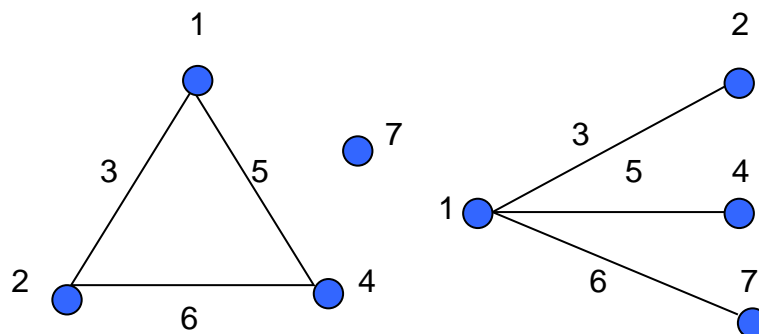


Fig. 2.24 Grafuri liniare asociate matricii L_8

CAPITOLUL II

Factorii sunt reprezentați prin cercuri, numărul corespunzător fiecăruia fiind cel al coloanei matricii. Numărul coloanei pentru interacțiuni este corespunzător segmentelor de legătură dintre cercuri. De exemplu, dacă factorul A este pe coloana 2 a matricii L_8 și factorul B este pe coloana 4 a matricii L_8 , atunci interacțiunea I_{AB} va fi repartizată pe coloana 6.

Observații:

- dacă se dorește neglijarea interacțiunii dintre doi factori, numărul segmentului care îi unește poate fi repartizat unui alt factor
- un graf liniar este reprezentarea grafică a unui tabel triunghiular
- pentru fiecare matrice Taguchi standard există atâtea grafuri liniare câte combinații posibile ale repartizărilor pot exista

c) Adaptarea matricilor Taguchi standard

Există cazuri când utilizarea matricilor Taguchi standard nu se poate face direct fiind necesare modificări ale acestora. În primul rând trebuie determinat numărul gradelor de libertate pe care matricea modificată ar trebui să le conțină. Se caută apoi printre matricile Taguchi standard matricea minimă care după modificare răspunde cerințelor impuse. Se pot în acest mod introduce factori cu 4 niveluri în matricile cu 2 niveluri etc.

2.5.2 Planuri de experiențe Taguchi

Metoda planurilor de experiențe Taguchi este o aplicație particulară a planurilor de experiențe clasice. Planurile de experiențe Taguchi tratează în mod unitar *media* și *variabilitatea* caracteristicilor măsurate.

Prin utilizarea raportului S/N se poate găsi în primă instanță o combinație a nivelurilor semnalelor de intrare (factori controlabili) care se dovedesc cei mai insensibili la factorii zgomot.

Exprimarea raportului S/N în dB independent de natura caracteristicilor măsurate permite compararea performanțelor mai multor caracteristici care se optimizează simultan. În figura 2.25 sunt redate etapele succesive ale metodei planurilor de experiențe Taguchi.

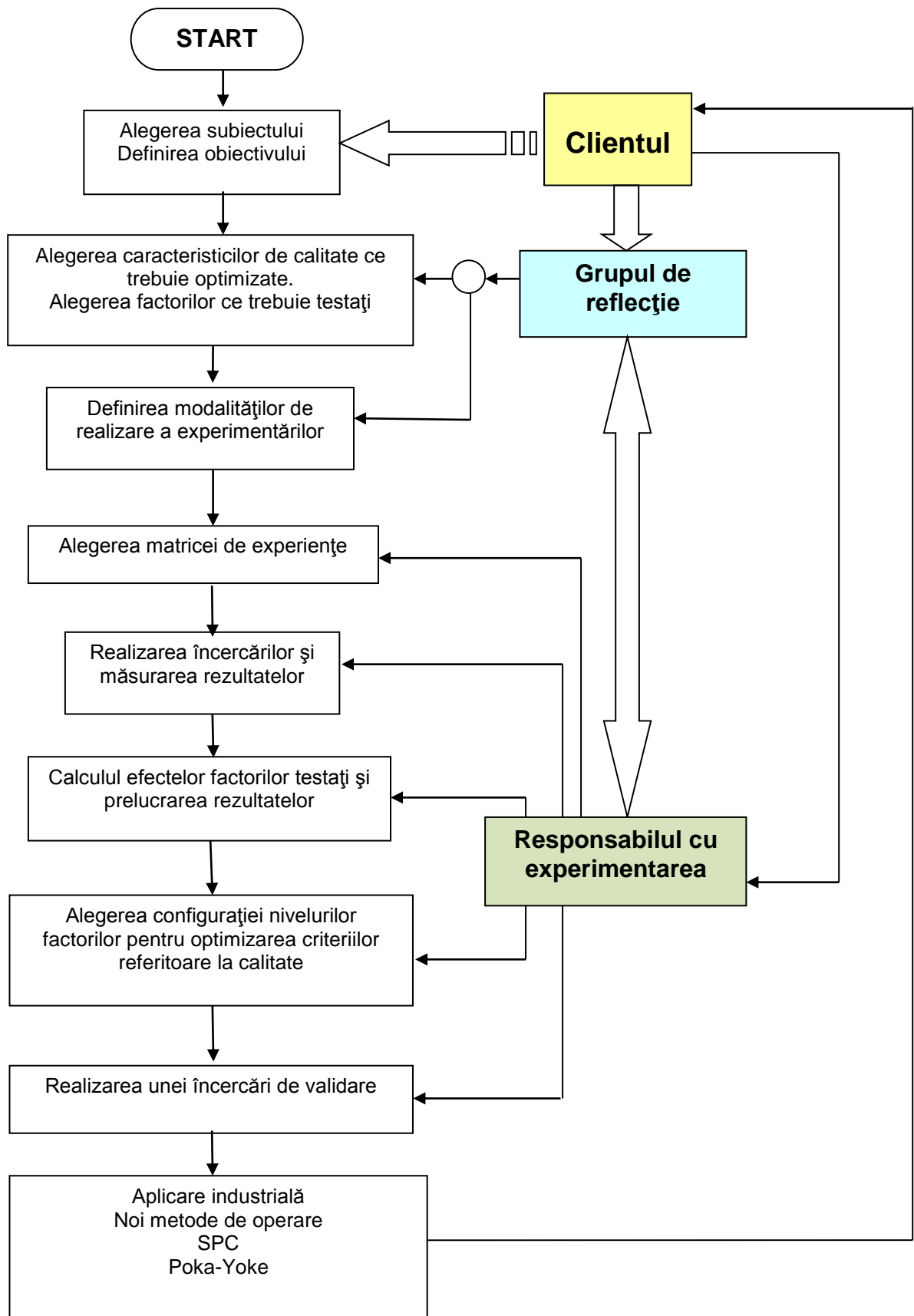


Fig. 2.25 Etapele de realizare a unui plan de experiențe Taguchi

2.5.3 Planuri de experiențe Taguchi combinate

Planurile combinate reprezintă o configurație particulară a planurilor de experiențe și sunt folosite pentru studiul sensibilității unui sistem la factorii zgomot bine precizați. În planurile combinate se găsesc atât factorii ținuți sub control (*care pilotează sistemul*), cât și factorii zgomot (*pe care îi suportă sistemul*). Se folosesc două matrici de experiență astfel:

- ◆ o matrice internă ce conține factorii controlați.
- ◆ o matrice externă ce conține factorii zgomot.

Matricea externă are ca scop repetarea fiecărei încercări din matricea internă pentru fiecare configurație a factorilor zgomot. În figura 2.32 se prezintă un plan de experiență Taguchi combinat la care matricea internă este L_8 cu 7 factori la 2 niveluri, iar matricea externă este L_4 cu 3 factori zgomot cu două niveluri.

Plan intern								Plan extern					
								Nr. de încercări repetate				Factori zgomot	
								1	2	3	4		
Factori ținuți sub control								1	2	1	2	P	
Nr.încercări	A	B	C	D	E	F	G	1	2	2	1	R	
1	1	1	1	1	1	1	1						
2	1	1	1	2	2	2	2						
3	1	2	2	1	2	2	1						
4	1	2	2	2	1	1	2						
5	2	1	2	1	1	2	2						
6	2	1	2	2	2	1	1						
7	2	2	1	1	2	1	2						
8	2	2	1	2	1	2	1						

Rezultatele repetărilor încercării nr. 5 din planul principal

Media valorilor măsurate pentru ansamblul rezultatelor încercării nr. 5

S/N pentru ansamblul rezultatelor de la încercarea nr. 5

Fig. 2.26 Plan de experiențe Taguchi pentru produse

NOȚIUNI FUNDAMENTALE PRIVIND TESTAREA ȘI CONTROLUL DURABILITĂȚII

3.1 Introducere

Teoria testării durabilității este o disciplină independentă strâns legată de statistica matematică, problemele economice și de organizare, (Vodă 1980). Urmărind evoluția statisticii moderne, (Panaite & Munteanu 1982), (Vodă 1980), se constată că în ultimii douăzeci de ani are loc o dezvoltare puternică a tehnicilor statistice orientate spre *controlul calității, fiabilitate și teoria durabilității*.

La teoria și practica testării durabilității produselor și-a adus o contribuție foarte importantă Walther A. Shewhart (1891-1967), (Panaite & Munteanu 1982); (Vodă 1980), prin faptul că a pus pentru prima oară problema *toleranțelor naturale*, rezolvată în anumite aspecte de S.S.Wilks (1907-1964). Toleranțele naturale furnizează (într-un anumit sens) dovada capabilității proceselor tehnologice, ce au generat produsele, în ceea ce privește durabilitatea lor (Vodă 1980).

De asemenea apariția concepției Bayesiene în statistică a deschis noi perspective în controlul calității și fiabilitate, lucrarea lui Bhattacharya, "*Abordarea bayesiană în testarea durabilității și estimarea fiabilității*" din 1967 fiind considerată baza teoretică a metodelor în domeniile respective (Vodă 1980). Bayesianismul a adus pe de altă parte și o controversă asupra inferenței statistice. În testarea durabilității se va adopta în continuare concepția lui Barnett din lucrarea "*Comparative Statistical Inference*" publicată în 1973 (Vodă 1980), conform căreia singura bază pentru *inferența statistică este eșantionul*.

Se consideră că o etapă importantă în dezvoltarea statisticii matematice, (Panaite & Munteanu 1982); (Vodă 1980), este cea deschisă de Benjamin Epstein și Milton Sobel care prin articolul lor "*Testarea durabilității*" din 1953 pun bazele studiului statisticilor de ordine. Prin lucrări ulterioare cei doi rezolvă complet problema testării durabilității pentru modelul exponențial. De asemenea o contribuție importantă în teoria statisticilor de ordine este adusă în lucrarea "*Statistica extremelor*" publicată în 1958 de E.J.Gumbel. În această etapă apar și se dezvoltă aspecte noi ca de exemplu, (Vodă 1980):

CAPITOLUL III

- ◆ “Fatigue-testing” – testarea produselor la oboseală (L.G. Johnson în 1954).
- ◆ “Accelerated life-testing” – testarea durabilității prin încercări accelerate (N. Singpurwalla).
- ◆ “Stress-strength theory” – teoria solicitare-rezistență (J. Prasad în 1975, G. Patzak în 1970).
- ◆ Teoria interferenței.
- ◆ Fișele de control pentru testarea durabilității (E.J. Gumbel-S.B. Littauer în 1967 T. Yegulalp în 1975).

Cu timpul aceste aspecte ale teoriei testării durabilității au devenit ele însele discipline independente care însă se întrepătrund datorită situațiilor complexe apărute în realitatea curentă.

Noțiunea de *durabilitate* întâlnită în tehnică exprimă durata de viață a unui anumit produs în condiții date. De exemplu *durabilitatea mașinilor-unelte* se exprimă ca fiind suma totală a timpilor de funcționare efectivă (suma timpilor dintre două reparații succesive), (Oprean et. al 1979), în rezistența materialelor *durabilitatea* se măsoară în “*cicluri*”, (Cătuneanu & Popențiu 1989), sau *durabilitatea metrologică* conform STAS 2810/80 este considerată ca fiind “calitatea unui mijloc de măsurare de a avea o durată de viață utilă în condițiile unei exploatare și mentenanțe conform cu specificațiile”.

3.2 Testarea durabilității

Testarea durabilității (testarea duratei de viață) este cunoscută și sub numele de “life-testing” și are la bază din punct de vedere al instrumentarului matematic *teoria mortalității*. Evident operațiunea de *testare a durabilității produselor* a fost efectuată și înainte de apariția teoriei statistice moderne a testării durabilității însă factorul economic nu avea așa o mare pondere ca în prezent.

Pe de altă parte s-a constatat că realizarea “*stării de control statistic*”, în sensul dat de W.A. Shewhart, proceselor tehnologice nu asigură și conformanța de durabilitate necesară. În acest context a devenit necesar să se studieze atât *calitatea inițială a produselor* cât și *fiabilității lor operaționale*, rezultând că uneori este mai economic să se proiecteze și să se realizeze anumite produse cu o durabilitate relativ scăzută, scopul încercărilor de durabilitate (testarea durabilității) fiind acela de a furniza informații referitoare la fiabilitatea produselor și nu la “*mărirea durabilității*” acestora.

CAPITOLUL III

Este foarte important se facă distincție între *testarea fiabilității (reliability tests)* și *testarea durabilității (life-testing)*. În această ordine de idei conform lui B.L. Hansen citat în Vodă (1980), se consideră că testarea fiabilității are trei componente:

- ◆ **Testarea funcționalității** (verificarea dacă produsul își îndeplinește funcția la momentul inițial).
- ◆ **Testarea de mediu** (efectuarea unui test de funcționalitate completat cu anumiți factori de mediu).
- ◆ **Testarea durabilității** (determinarea duratei medii de funcționare a produsului).

Trebuie precizat de asemenea (Vodă 1983) că *teoria siguranței în funcționare* conține de fapt două discipline relativ distincte și anume "*life-testing*" (ce înglobează procedeele și tehnicile testării durabilității produselor) și *teoria fiabilității propriu-zise* (ce înglobează metodele de analiză a siguranței în funcționare a sistemelor complexe).

Problema centrală a testării durabilității este aceea de *estimare* a unei durate medii de funcționare. Întrucât majoritatea încercărilor de durabilitate se reduc la o inferență asupra unor eșantioane incomplete apare ca o necesitate estimarea duratei medii pe baza unui model statistic adecvat (și nu printr-o simplă valoare medie a datelor observate).

Metodologiile de testare și control a durabilității se încadrează în fluxul tehnologic de fabricație ca în Figura 3.1, adaptată după Vodă (1980):

Prin *test de durabilitate* se înțelege, (Vodă 1980), un experiment organizat în vederea determinării duratei medii de viață a unui tip de produs. Schema generală pentru efectuarea unui astfel de experiment este redată în figura 3.2.

Cele mai uzuale teste de durabilitate sunt următoarele:

- 1) *Testul "n din n"*, care constă în testarea durabilității a "n" produse de același tip, testul considerându-se încheiat în momentul în care toate cele "n" produse s-au defectat. Evident testul este neeconomic pentru produse scumpe și/sau produse cu durată de viață mare.
- 2) *Testul "r din n" (cenzurat)*, care constă în testarea durabilității a "n" produse de același tip, testul considerându-se încheiat în momentul în care s-au defectat "r" produse ($r < n$, un număr prestabilit de produse).

- 3) *Testul cu timp de testare fixat (trunchiat)*, care constă în testarea durabilității a “n” produse de același tip, testul considerându-se încheiat după un timp prestabilit “ T_0 ”. Evident în acest caz numărul produselor care s-au defectat în timpul testării este aleatoriu.

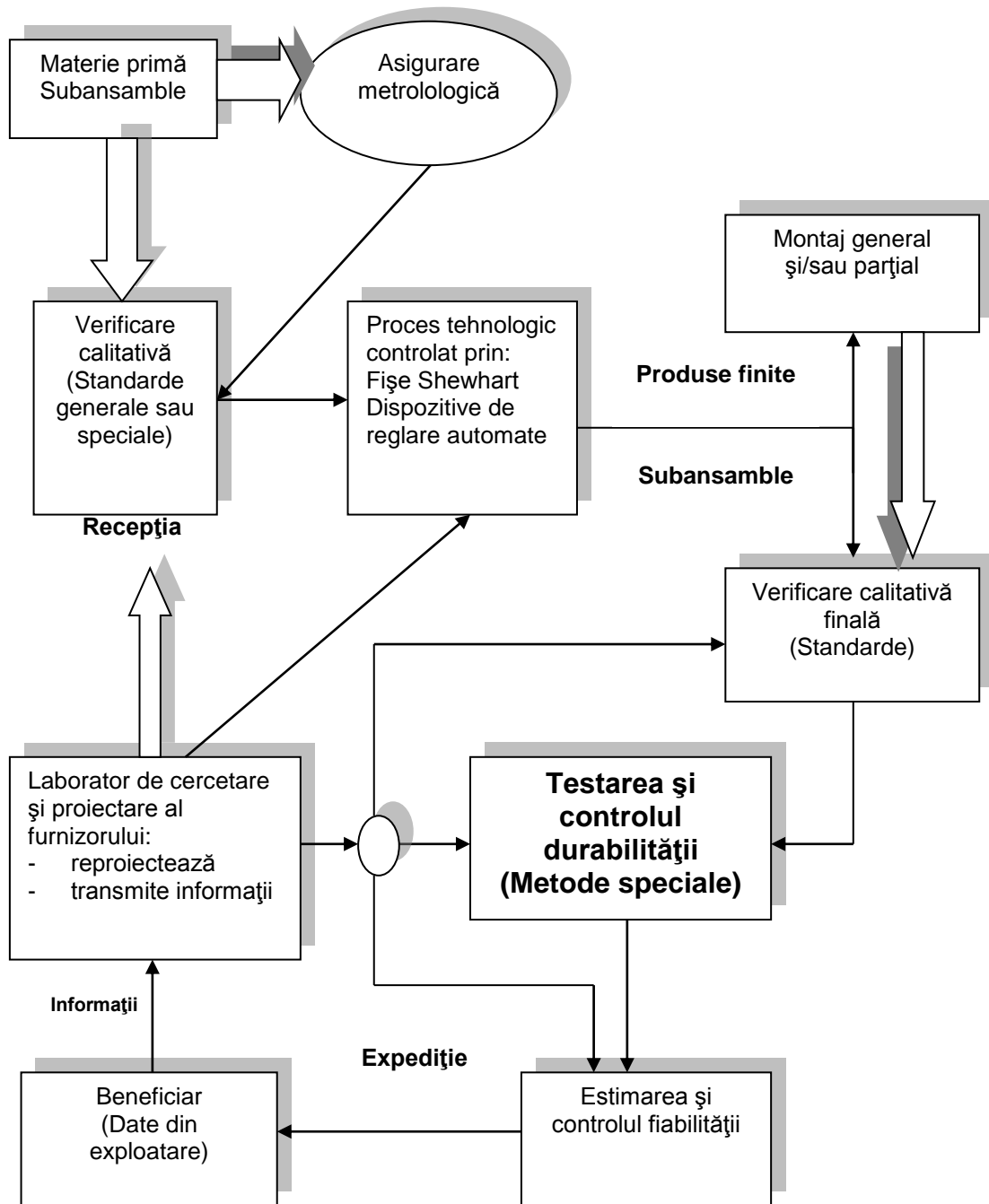
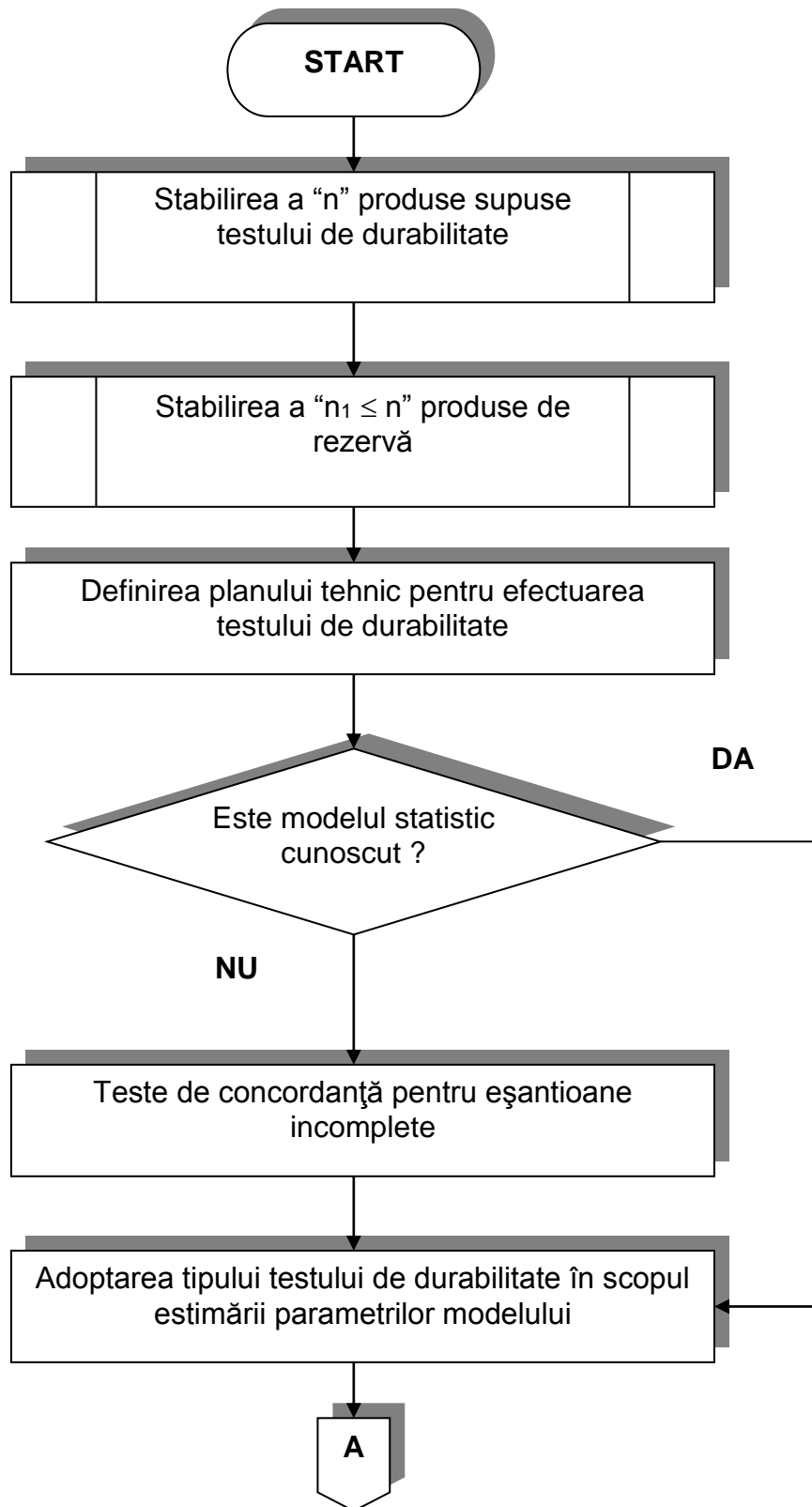


Fig. 3.1 Testarea și controlul durabilității în fluxul tehnologic de fabricație

CAPITOLUL III



CAPITOLUL III

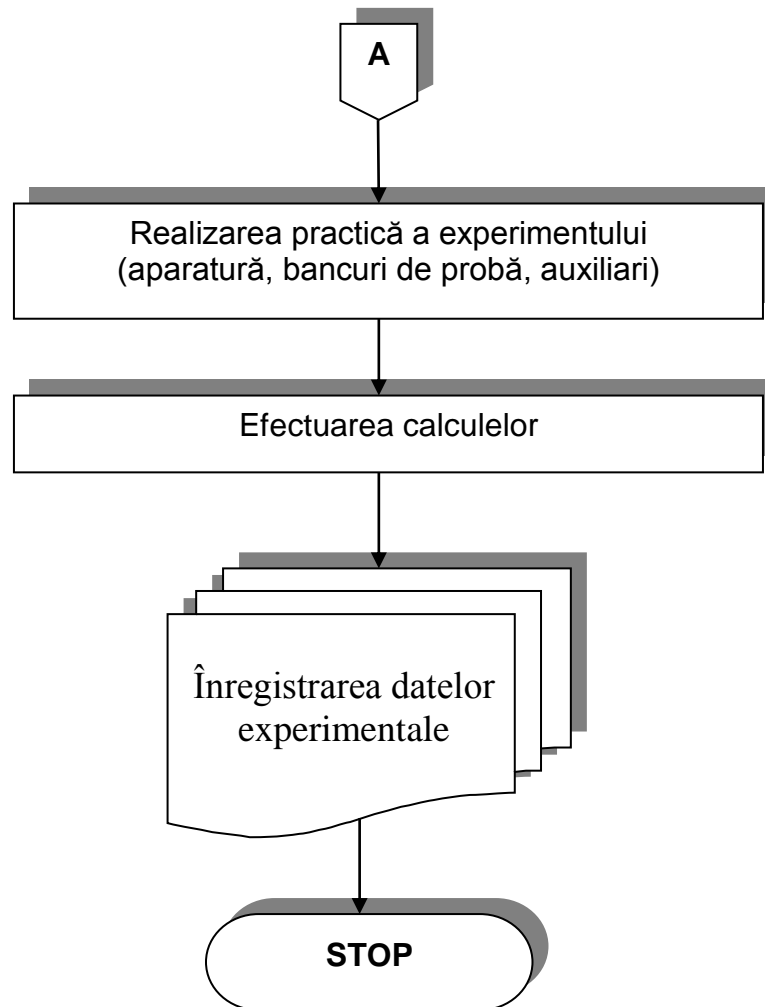


Fig. 3.2 Desfășurarea unui experiment pentru testarea durabilității

4) *Testul multicenzurat*, care constă în testarea durabilității a “n” produse de același tip astfel:

- se notează momentul “t₁” când primul produs s-a defectat și se extrage un eșantion “n₁” din cele “n-1” produse rămase în stare de funcționare care se îndepărtează se continuă testul până la momentul “t₂” al celei de-a doua defectări și se extrage un eșantion “n₂” din cele “n-n₁-2” produse rămase în stare de funcționare care se îndepărtează.
- se continuă testul similar până la defectarea de rang “r”, restul de produse “n_r” (relația 3.1) fiind scoase din testare.

$$n_r = n - \sum_{q=1}^{r-1} n_q - r \quad (3.1)$$

Observație:

Cele 4 tipuri de teste de durabilitate uzuale se pot desfășura cu cele “n” produse inițiale caz în care în planul tehnic de operații se va specifica: “test fără înlocuire”, respectiv produsele defecte vor fi înlocuite cu “ $n_1 \leq n$ ” produse de rezervă caz în care se va specifica: “test cu înlocuire”.

Cazuri particulare:

- a) În urma testării și a unor condiții speciale se dispune numai de ultimele “m” valori ale duratelor de funcționare.
- b) În urma testării durabilității nu se dispun de primele “m-1” și ultimele “n-m-l” valori ale duratelor de funcționare ($1 \leq m \leq m+l \leq n$).
- c) Testarea durabilității se oprește din motive economice după defectare ($r=1$).

Observații generale:

- testarea durabilității se face simultan pentru toate produsele.
- timpii de funcționare rezultați în urma testării durabilității care se obțin în mod succesiv și în ordine crescătoare reprezintă realizările șirului de statistici de ordine $\{T_{(i)}\}_{1 \leq i \leq n}$ respectiv.
- șirul ordonat de valori $\{t_{(i)}\}_{1 \leq i \leq n}$ (sau părți din el în cazurile particulare) reprezintă eșantionul asupra căruia se efectuează inferența statistică.

3.2.1 Adecvarea modelelor statistice utilizate la testarea durabilității

Una din problemele cele mai importante în testarea durabilității este adecvarea modelelor statistice în cazul eșantioanelor incomplete. Problema este dificilă și încă nu este rezolvată analitic pentru toate cazurile, (Vodă 1980), pe de o parte datorită naturii diferite a defectărilor (cauze fizice, chimice etc.) iar pe de altă parte datorită acțiunii factorilor specifici care se manifestă foarte divers (oboseala metalelor, căderi timpurii ale produselor electronice, fenomene de uzură).

CAPITOLUL III

Primele teste analitice pentru adecvarea modelelor de durabilitate au fost analizate de Goro Ishii în 1958, (Vodă 1980), progrese importante fiind realizate ulterior de W. Nelson, Barlow-Campo respectiv de M.C. Bryson în 1974 (studiul repartițiilor cu cozi largi specifice durabilității).

3.2.1.1 Testul Barr-Davidson

Acest test este o variantă a testului Kolmogorov-Smirnov și se aplică în testările de durabilitate fără înlocuire. Metoda se bazează pe următoarele considerații:

- fie $F(t; \Lambda)$ o funcție de repartiție continuă, unde Λ este un vector de parametri λ_i ; $i=1,2,\dots,k$.
- se extrage din populația caracterizată de repartiția F un eșantion aleator de volum "n", atunci funcția empirică de repartiție F_n rezultată este astfel încât să existe relația:

$$P\{|F(t; \Lambda) - F_n(t)| \leq K(n; \alpha) \text{ pentru toti } t\} = 1 - \alpha \quad (3.2)$$

unde $K(n; \alpha)$ este valoarea $(1-\alpha)$ din tabelele Kolmogorov-Smirnov (C1)

Pentru ușurință se studiază concordanța cu o repartiție uniformă pe $(0,1)$, pentru aplicare testului este necesară tabelarea repartițiilor statisticilor dare de relațiile (3.3), și (3.4) după caz:

$$A_r = \sup_{t < T_{(r)}} |t - F_n(t)| \text{ pentru testul cenzurat} \quad (3.3)$$

$$A_u \sup_{t < t_u} |t - F_n(t)| \text{ pentru testul trunchiat} \quad (3.4)$$

unde:

- $T_{(r)}$ este statistica de ordine de rang "r" dintr-un eșantion aleator de volum "n" dintr-o populație uniformă pe $(0,1)$.

- $t_u \in [0,1]$ este punctul de trunchiere tot din aceeași populație.

3.2.1.2 Testul Firkowicz

Este un test rapid pentru cazul “r din n” care se bazează pe următoarele considerații:

- fie “n” produse supuse testării, acesta încheindu-se după defectarea a “r” produse ($r < n$).
- fie $t_{(1)} \leq t_{(2)} \leq \dots \leq t_{(r)}$, realizările corespunzătoare statisticilor de ordine $\{T_{(i)}\}_{1 \leq i \leq n}$ (datele experimentale).
- pentru stabilirea formei repartiției variabilei T se utilizează notațiile:

$$\begin{cases} H(t) = -\ln R(t) \\ R(t) = 1 - F(t) \end{cases} \quad (3.5)$$

unde $F(t)$ este funcția de repartiție necunoscută care trebuie determinată

- se poate demonstra [V1], că statistica $H(T_{(1)})$ pentru $k=1$, are o repartiție exponențială cu valoarea medie $1/n$ și că statistica $H(T_{(k-1)})$ pentru $k = 2, 3, \dots, n$, are tot o repartiție exponențială de valoare medie $1/(n-k+1)$.
- pentru a stabili concordanța dintre repartiția empirică generată de $\{t_{(i)}\}_{1 \leq i \leq n}$ cu repartiția teoretică $F(t; \Lambda)$, $t > 0$ $\Lambda > 0$ (un vector de parametri necunoscuți), se calculează statisticile de selecție:

$$u_k = \begin{cases} nH(t_{(1)}; \hat{\Lambda}) \\ (n - k + 1)[H(t_{(k)}; \hat{\Lambda}) - H(t_{(k-1)}; \hat{\Lambda})] \end{cases} \quad (3.6)$$

unde Λ este estimația vectorului Λ obținută din datele observate

- decizia de acceptare a concordanței dintre repartiția empirică cu cea teoretică (cu riscul α) se ia atunci când este îndeplinită condiția:

$$C_{\text{calculat}} = \frac{\max(u_1, \dots, u_r)}{u_1 + u_2 + \dots + u_r} \leq C_{\text{critic}}(r; 2; 1 - \alpha) \quad (3.7)$$

unde $C_{\text{critic}}(r; 2; 1 - \alpha)$ este valoarea critică a testului Cochran

3.2.2 Estimarea parametrilor modelelor statistice utilizate la testarea durabilității

Prin adecvarea modelului statistic legea de repartiție devine cunoscută și dacă funcția densitate de probabilitate depinde de anumiți parametri aceștia pot fi estimați cu diferite metode. Obținerea repartiției estimatorilor parametrilor modelului statistic ales pentru testarea durabilității este de asemenea importantă și pentru verificarea de ipoteze statistice, determinarea toleranțelor naturale, construirea fișelor și a planurilor de control.

Se utilizează în principal metoda verosimilității maxime (care oferă estimatorii cei mai puternici din punct de vedere statistic) dar se poate utiliza și metoda momentelor respectiv pentru unele cazuri estimațiile liniare. În cazul în care se utilizează metoda verosimilității maxime, estimatorii se numesc de verosimilitate maximă și sunt estimatori punctuali.

Fie un eșantion de volum "n" cu valorile $x_i, i=1, \dots, n$ ale unei caracteristici X a unei populații cu densitatea de probabilitate dată de relația:

$$f(x_i, y_1, y_2, \dots) \quad (3.8)$$

-unde y_i sunt parametrii de care depinde funcția densitate de probabilitate

Funcția de verosimilitate este dată de relația:

$$L = f(x_1, y_1, y_2, \dots) f(x_2, y_1, y_2, \dots) \dots f(x_n, y_1, y_2, \dots) = \prod_{i=1}^n f(x_i, y_1, y_2, \dots) \quad (3.9)$$

Estimația cu verosimilitate maximă pentru parametrii y_1, y_2, \dots se obține când L are valoare maximă. Estimațiile punctuale $\hat{y}_1, \hat{y}_2, \dots$ ale parametrilor y_1, y_2, \dots se obțin din soluțiile ecuațiilor:

$$\left[\frac{\partial L}{\partial y_1} \right]_{\hat{y}_1} = \left[\frac{\partial L}{\partial y_2} \right]_{\hat{y}_2} = \dots = 0 \quad (3.10)$$

CAPITOLUL III

Prin logaritmarea funcției de verosimilitate “ L “ , conform relației (3.11), calculele se simplifică obținându-se sistemul de verosimilitate dat de relația (3.12).

$$\ln L = \ln \left[\prod_{i=1}^n f(x_i, y_1, y_2, \dots) \right] = \sum_{i=1}^n \ln f(x_i, y_1, y_2, \dots) \quad (3.11)$$

$$\left[\frac{\partial \ln L}{\partial y_1} \right]_{\hat{y}_1} = \left[\frac{\partial \ln L}{\partial y_2} \right]_{\hat{y}_2} = \dots = 0 \quad (3.12)$$

În cazul particular al modelelor statistice utilizate în testarea durabilității se lucrează cu următoarele caracteristici

$$\left\{ \begin{array}{ll} f(t; \Lambda) , \quad t \geq 0 , \quad \Lambda = (\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_k) , \quad \lambda_j > 0 , \quad 1 \leq j \leq k & \text{- funcția de probabilitate} \\ F(t; \Lambda) = \int_0^t f(t; \Lambda) & \text{- funcția de repartiție} \\ h(t; \Lambda) = \frac{f(t; \Lambda)}{1 - F(t; \Lambda)} & \text{- rata caderii} \\ R(t; \Lambda) = 1 - F(t; \Lambda) & \text{- funcția de siguranță} \end{array} \right. \quad (3.13)$$

:

Estimare parametrilor y_1, y_2, \dots, y_k conduce atât la estimarea durabilității medii $E(T)$ cât și la estimarea celorlalți indicatori.

a) Pentru cazul “n din n” funcția de verosimilitate conform relației (3.9) devine:

$$L(t_1, t_2, \dots, t_n; \Lambda) = \prod_{i=1}^n f(t_i; \Lambda) \quad (3.14)$$

Sistemul de verosimilitate, conform relațiilor (3.11) și (3.12) devine:

$$\frac{\partial \ln L}{\partial \lambda_j} = \sum_{i=1}^n \frac{\partial \ln f(t_i; \Lambda)}{\partial \lambda_j} = 0 , \quad t_i \geq 0 , \quad \lambda_j > 0 , \quad 1 \leq j \leq k \quad (3.15)$$

CAPITOLUL III

b) Pentru cazul “r din n” (test trunchiat), funcția de verosimilitate este:

$$L(t_{(1)}, t_{(2)}, \dots, t_{(r)}; \Lambda) = [1 - F(t_{(r)}; \Lambda)]^{n-r} \cdot \prod_{i=1}^r f(t_{(i)}; \Lambda) \quad (3.16)$$

Sistemul de verosimilitate se obține conform relației:

$$\frac{\partial \ln L}{\partial \lambda_j} = (n-r) \cdot \frac{-F'_{\lambda_j}(t_{(r)}; \Lambda)}{1 - F(t_{(r)}; \Lambda)} + \sum_{i=1}^r \frac{f'_{\lambda_j}(t_{(i)}; \Lambda)}{f(t_{(i)}; \Lambda)} = 0 \quad (3.17)$$

Ținând cont de expresia ratei căderilor din relațiile (1.13) sistemul de verosimilitate se poate scrie conform relației:

$$\frac{\partial \ln L}{\partial \lambda_j} = (r-n) \cdot h(t_{(r)}; \Lambda) \cdot \frac{F'_{\lambda_j}(t_{(r)}; \Lambda)}{f(t_{(r)}; \Lambda)} + \sum_{i=1}^n \frac{f'_{\lambda_j}(t_{(i)}; \Lambda)}{f(t_{(i)}; \Lambda)} = 0 \quad (3.18)$$

unde $t_i \geq 0$, $\lambda_j > 0$, $1 \leq j \leq k$

c) Pentru cazul particular în care se dispune numai de ultimele “ m ” valori ale duratelor de funcționare, funcția de verosimilitate se obține cu relația:

$$L(t_{(1)}, t_{(2)}, \dots, t_{(n)}; \Lambda) = [F(t_{(m)}; \Lambda)]^{(n-m)} \cdot \prod_{i=m}^n f(t_{(i)}; \Lambda) \quad (3.19)$$

Sistemul de verosimilitate se obține conform relației:

$$\frac{\partial \ln L}{\partial \lambda_j} = (n-m) \cdot \frac{F'_{\lambda_j}(t_{(m)}; \Lambda)}{F(t_{(m)}; \Lambda)} + \sum_{i=m}^n \frac{f'_{\lambda_j}(t_{(i)}; \Lambda)}{f(t_{(i)}; \Lambda)} \quad (3.20)$$

unde $t_i \geq 0$, $\lambda_j > 0$, $1 \leq j \leq k$

d) Pentru cazul particular în care nu se dispune de primele “ m-1 ” valori și de ultimele “ n-m-1 ” valori ale duratelor de funcționare, funcția de verosimilitate se obține cu relația:

$$L = [1 - F(t_{(m+1)}; \Lambda)]^{(n-m-1)} \cdot [F(t_{(m)}; \Lambda)]^{(m-1)} \cdot \prod_{i=m}^{m+1} f(t_{(i)}; \Lambda) \quad (3.21)$$

CAPITOLUL III

Sistemul de verosimilitate se obține conform relației:

$$\frac{\partial \ln L}{\partial \lambda_j} = (n - m - 1) \cdot \frac{-F'_{\lambda_j}(t_{(m+1)}; \Lambda)}{1 - F(t_{(m+1)}; \Lambda)} + (m - 1) \cdot \frac{F'_{\lambda_j}(t_{(m)}; \Lambda)}{F(t_{(m)}; \Lambda)} + \sum_{i=m}^{m+1} \frac{f'_{\lambda_j}(t_{(i)}; \Lambda)}{f(t_{(i)}; \Lambda)} = 0 \quad (3.22)$$

unde $t_i \geq 0$, $\lambda_j > 0$, $1 \leq j \leq k$

Ținând cont de rata căderii se obține sistemul de verosimilitate:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \ln L}{\partial \lambda_j} &= (-n + m + 1) \cdot h(t_{(m+1)}; \Lambda) \cdot \frac{F'_{\lambda_j}(t_{(m+1)}; \Lambda)}{f(t_{(m+1)}; \Lambda)} + (m - 1) \cdot \frac{F'_{\lambda_j}(t_{(m)}; \Lambda)}{F(t_{(m)}; \Lambda)} + \\ &+ \sum_{i=m}^{m+1} \frac{f'_{\lambda_j}(t_{(i)}; \Lambda)}{f(t_{(i)}; \Lambda)} = 0 \end{aligned} \quad (3.23)$$

- unde $t_i \geq 0$, $\lambda_j > 0$, $1 \leq j \leq k$

e) Pentru cazul testului multicenzurat, conform relației (1.1) se obțin expresiile:

$$n = r + \sum_{q=1}^r n_q \quad (3.24)$$

$$N_i = n - \sum_{q=1}^{i-1} n_q - i + 1 \quad (3.25)$$

Funcția de verosimilitate în acest caz se obține cu relația:

$$L(t_{(1)}, t_{(2)}, \dots, t_{(r)}; \Lambda) = \prod_{i=1}^n [N_i f(t_{(i)}; \Lambda) \cdot (1 - F(t_{(i)}; \Lambda))^{N_i}] = 0 \quad (3.26)$$

Sistemul de verosimilitate se obține conform relației:

$$\frac{\partial \ln L}{\partial \lambda_j} = \sum_{i=1}^r \frac{f'_{\lambda_j}(t_{(i)}; \Lambda)}{f(t_{(i)}; \Lambda)} + \sum_{i=1}^r n_i \cdot \frac{-F'_{\lambda_j}(t_{(i)}; \Lambda)}{1 - F(t_{(i)}; \Lambda)} = 0 \quad (3.27)$$

- unde $t_i \geq 0$, $\lambda_j > 0$, $1 \leq j \leq k$

3.3 Controlul durabilității

Prin *control al durabilității* se înțelege controlul (în sens de verificare calitativă) pentru recepția loturilor de produse la care caracteristica de calitate este durabilitatea. Durabilitatea este cuantificată prin *durata medie de funcționare minimă impusă*, (Vodă 1983).

Controlul durabilității poate fi încadrat în sistemul general al controlului de recepție al produselor, cu particularitatea că indiferent de tipul și natura produselor lotului supus verificării, caracteristica de calitate este întotdeauna durata medie de funcționare. O altă particularitate este că datele experimentale obținute vor fi întotdeauna duratele de funcționare până la defectare ale produselor din lot și vor fi obținute în ordine crescătoare (șirul statistic reprezentând duratele de funcționare până la defectare se analizează cu teoria “statisticilor de ordine”).

Observație:

- se observă diferența dintre *testarea durabilității* (conform § 3.2) , care înseamnă o estimare din punct de vedere statistic furnizând modelul statistic al durabilității și controlul durabilității, care înseamnă verificarea unei ipoteze statistice asupra durabilității medii teoretice a unui lot de produse și care împreună cu metodologia specifică de control furnizează planul de control al durabilității (în ultimă instanță acceptarea sau respingerea lotului respectiv din punct de vedere al durabilității).

Planurile de control cuprind în general următoarele aspecte:

- a) numărul de obiecte care trebuie verificate din punct de vedere calitativ relativ la caracteristica de calitate considerată.
- b) numărul de acceptare “A”.
- c) numărul de respingere “R” (în general $R=A+1$).
- d) regula de decizie asupra acceptării sau neacceptării lotului de produse (dacă se consideră un lot de “n” produse ce conține “k” defecte, atunci lotul se acceptă pentru “ $k \leq A$ ” și se respinge pentru “ $k > R$ ”).

Planurile de control specifice durabilității au în plus următoarele particularități:

CAPITOLUL III

- 1) numărul de defective “k” este numărul de produse care s-au defectat într-o perioadă de timp “ T_0 ” fixată aprioric.
- 2) alegerea planului de control depinde efectiv de modelul statistic ce descrie durabilitatea ca variabilă aleatoare.

Observații:

- controlul durabilității se poate efectua atât la beneficiar cât și la producător. Avantajul unui control al durabilității la beneficiar rezidă și din faptul că produsele înainte de a fi “durabile” (să corespundă din punctul de vedere al durabilității), trebuie să funcționeze în timp, putându-se astfel verifica conform cerințelor specificate și alte caracteristici de calitate independente de timp ca toleranță tehnică.
- pentru loturile de produse verificate din punctul de vedere al calității, contractul economic dintre producător și beneficiar trebuie să conțină în mod obligatoriu:
 - durata medie de funcționare acceptabilă pentru beneficiar și care poate fi asigurată la producător.
 - timpul de testare “ T_0 ”, funcție de posibilitățile reale ale producătorului și de cerințele beneficiarului respectiv funcție de costul testării.
 - modelul repartiției statistice a durabilității (direct sau după un studiu prealabil)
 - volumul loturilor “n” supuse încercărilor de durabilitate (pe baza tabelor statistice ce însoțesc planurile de control).
 - planul de control al durabilității.
 - valoarea **AQL** (**A**ceptable **Q**uality **L**evel) pentru durabilitate pe baza fișei “p” cu care se urmărește stabilitatea caracteristicii luându-se ca bază procentul mediu de defective pe o perioadă analizată
 - condițiile tehnice pentru efectuarea încercărilor de durabilitate
 - destinația loturilor respinse (care evident conțin și produse corespunzătoare din punctul de vedere al durabilității).

Locul și rolul testării și controlului durabilității în ansamblul general al metodelor și metodologiilor pentru asigurarea calității și fiabilității este prezentat în figura 3.3

CAPITOLUL III

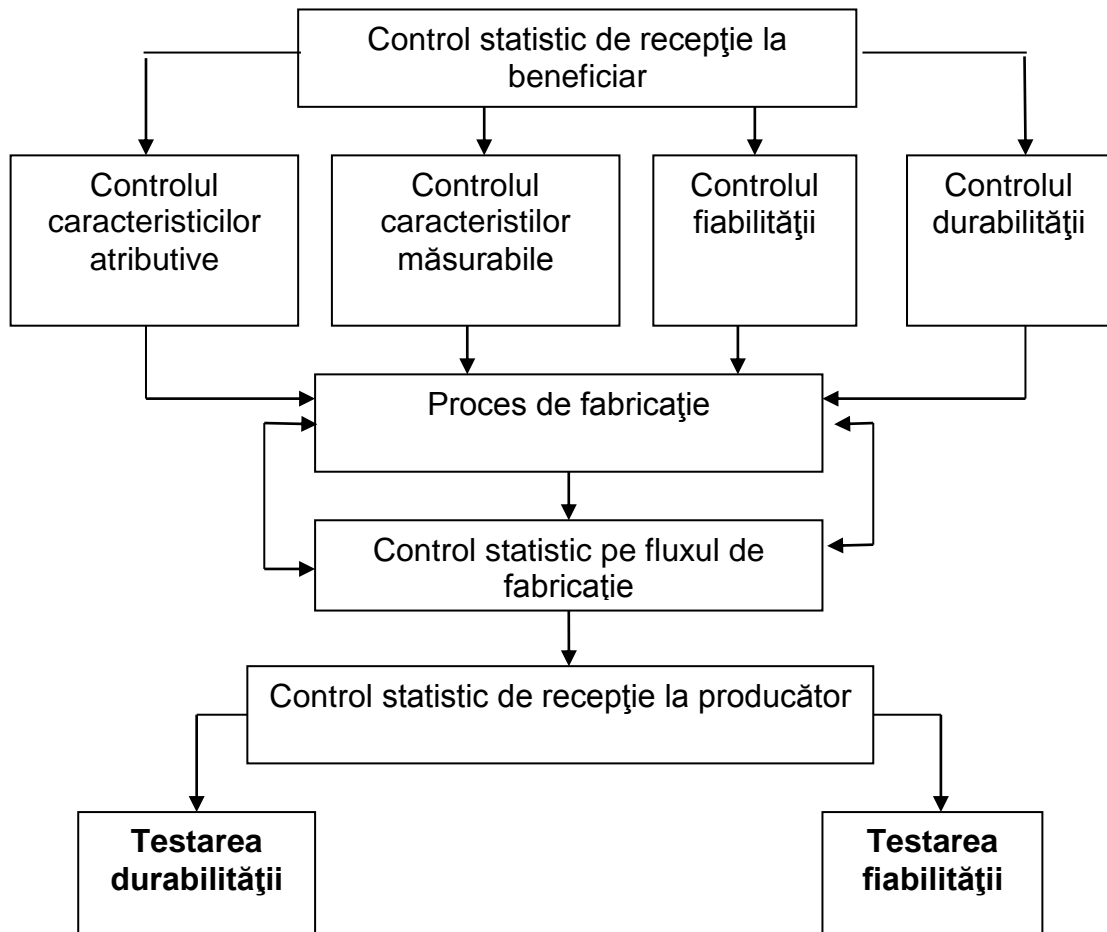


Fig. 3.3 Metodologiile utilizate în controlul statistic al calității

3.4 Modele statistice utilizate în studiul durabilității

Modelarea statistică are avantajul simplității conceptuale în ceea ce privește comportamentul în funcționare a unei colectivități de produse, (Vodă 1983). Modelul statistic utilizat în studiul durabilității reprezintă acea repartiție statistică care descrie modul de comportare a timpului de funcționare până la defectare

Alegerea repartiției statistice ce descrie durabilitatea este o problemă relativ complexă iar modelul matematic asociat evident nu poate cuprinde toate aspectele de natură fizică, chimică, etc. ale defectărilor.

Procesul de modelare a durabilității este redat în figura 3.4 și reprezintă adaptarea schemei lui Barnett pentru modelarea statistică prezentată în Vodă (1983).

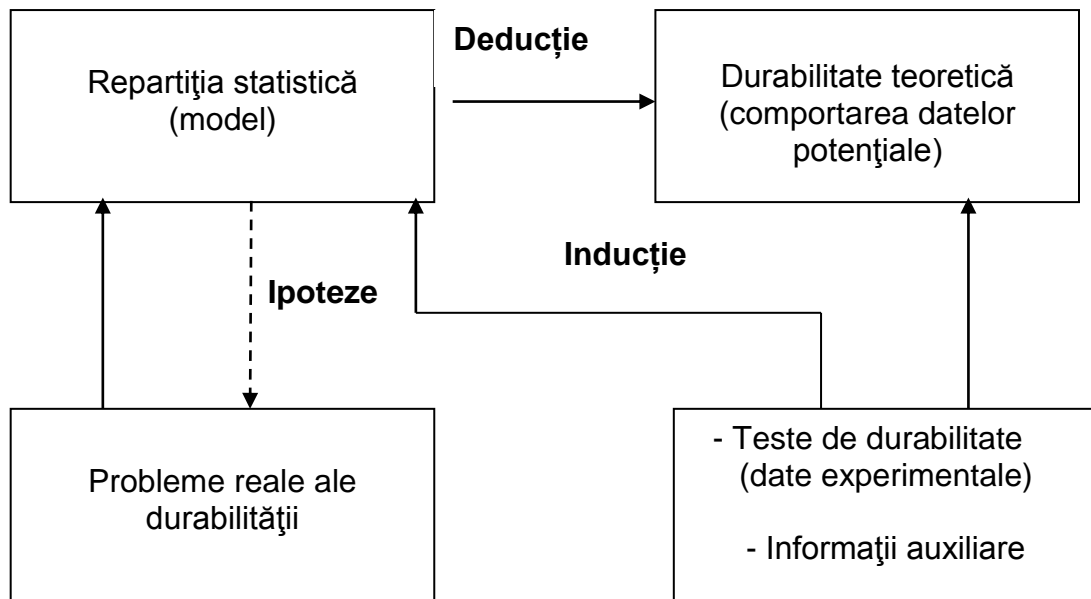


Fig 3.4 Modelarea durabilității

Repartițiile statistice utilizate în studiul durabilității au anumite caracteristici specifice, și anume:

- repartițiile statistice sunt definite pe $[0 ; +\infty]$ datorită faptului că timpul este o cantitate pozitivă ($t \geq 0$).
- repartițiile statistice sunt asimetrice (în mod practic s-a dovedit că deși produsele supuse încercărilor provin din același lot presupus a fi omogen, au totuși duratele de funcționare foarte diferite).

Din punct de vedere practic principalele întrebări la care experimentatorul trebuie să răspundă sunt:

- Cum să se aleagă modelul statistic atunci când acesta este necunoscut ?
- Cum să se estimeze parametrii modelului atunci când acesta este cunoscut ?

Cele mai uzuale modele folosite în studiul durabilității precum și domeniul de aplicabilitate sunt sintetizate în Tabelul 3.1

CAPITOLUL III

Denumirea repartiției	Densitatea de probabilitate	Aplicabilitate
Exponențială	$f(t;\theta)=(1/\theta) \exp (-t/\theta)$ $t \geq 0, \theta > 0$	Primul model folosit în durabilitate. Modelează durabilitatea componentelor electronice, sistemelor acționate hidraulic.
Rayleigh	$f(t;\theta)=(2t/\theta) \cdot \exp (-t^2/\theta)$ $t \geq 0, \theta > 0$	Modelează aplicații din balistică, comunicații fenomene de uzură la unele tipuri de tarozi și unele freze melc.
Rayleigh generalizată (GRV)	$f(t;\theta,k)=2\theta^{-(k+1)}/\Gamma(k+1) \cdot t^{2k} \exp(-\theta t^2)$ $t \geq 0, \theta > 0, k > -1$	Modelează durabilitatea sculelor așchietoare, unele caracteristici electrice a televizoarelor, uzura rulmenților, aplicații în fizica moleculară.
Weibull	$f(t;\theta,k)=t^{-(k-1)}/\theta^k \Gamma(k) \cdot \exp(-t/\theta)$ $t \geq 0, \theta > 0$	Modelează durabilitatea rulmenților, releelor, tuburilor electronice. Generalizează modelele Rayleigh și exponențial.
Putere	$f(t;\theta,k)=\delta b^{-\delta} t^{\delta-1}$ $0 < t < b$	Modelează durabilitatea unor componente electrice. Fiind generalizarea repartiției uniforme modelează rezistențele electrice.
Sedrakian	$f(t;b,c,\delta,k)=\delta k/(b-c) \cdot \{1-[(t-c)/(b-c)]^\delta\}^{k-1} \cdot [(t-c)/(b-c)]^{\delta-1}$ $0 < c \leq t \leq b, \delta, k > 0$	Modelul este o generalizare a repartiției putere. Aproximează veridic comportarea produselor cu durabilitate mică.
Gamma	$f(t;\theta,k)=t^{-(k-1)}/[\theta^k \Gamma(k)] \cdot \exp(-t/\theta)$ $t > 0, \theta, k > 0$	Include repartiția χ^2 și are aplicații ca repartiție în metrologie, modelează durabilitatea sculelor așchietoare.
Alpha	$f(t;\alpha,\beta)=\beta/[t^2(2\pi)^{1/2}] \cdot \exp\{-1/2[(\beta/t)-(\alpha)]^2\}$ $t > 0, \alpha, \beta > 0$	Modelează comportamentul în exploatare al sculelor așchietoare atât în faza operațională cât și în încercările privind durabilitatea lor.

Tab 3.1 Principalele modele statistice utilizate în studiul durabilității

Diferitele modele statistice utilizate în studiul durabilității se pot obține ca și particularizări ale modelului Gamma generalizat, legăturile dintre modele și modul de obținere fiind prezentate în figura 3.5 (Vodă 1983).

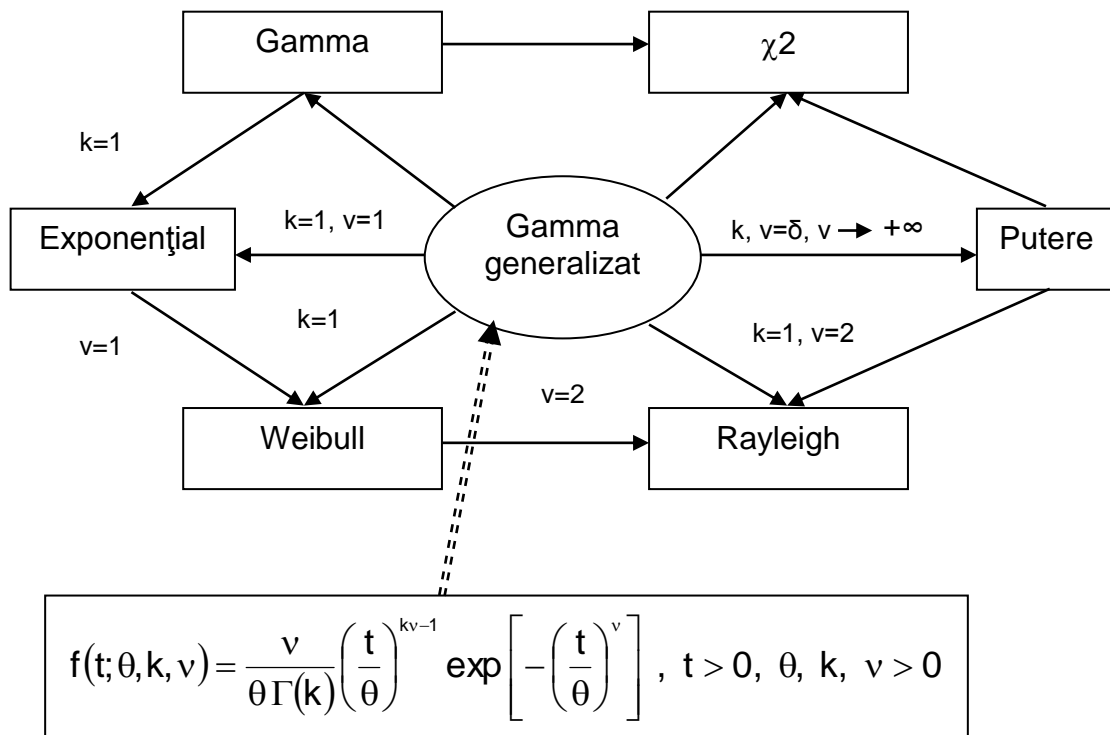


Fig 3.5 Originea comună a modelelor statistice utilizate în durabilitate

3.4.1 Modelul exponențial

Din punct de vedere istoric modelul exponențial a fost primul utilizat în studiul durabilității și fiabilității. Repartiția exponențială este folosită cu precădere în testarea durabilității sculelor așchietoare din liniile automate de prelucrare precum și în testarea durabilității supapelor sistemelor acționate hidraulic.

Modelul exponențial are două neajunsuri majore:

- rata căderilor este constantă
- rigiditate în adecvarea unor clase de date experimentale

Funcția densitate de probabilitate și funcția de repartiție sunt date în relațiile (3.28) respectiv (3.29).

$$f(t; \theta) = \frac{1}{\theta} \exp\left(-\frac{t}{\theta}\right) \tag{3.28}$$

CAPITOLUL III

$$F(t; \theta) = 1 - \exp\left(-\frac{t}{\theta}\right), \quad t > 0, \quad \theta > 0 \quad (3.29)$$

Principalii indicatori utilizați în studiul durabilității sunt:

- durabilitatea medie $E(T) = M[T] = \theta$
- dispersia timpului de funcționare până la defectare $D[T] = \theta$
- abaterea standard $\{D[T]\}^{1/2} = \theta$
- coeficientul de variație (dispersia relativă) $CV[T] = \{D[T]\}^{1/2} / M[T] = 1$

Estimarea parametrilor de durabilitate se face astfel:

a) Pentru testul "n din n"

Fie t_i ; $i = 1, n$ timpii de funcționare până la defectare a celor "n" produse supuse testului de durabilitate. Durabilitatea medie se estimează prin media aritmetică a timpilor t_i , conform relației:

$$\hat{\theta} = \bar{t} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n t_i \quad (3.30)$$

b) Pentru testul "r din n"

Fie $t_{(1)} \leq t_{(2)} \leq \dots \leq t_{(r)}$ datele de observație ordonate crescător (șirul statistic), reprezentând timpii de funcționare până la defectare a celor "r" produse supuse testului de durabilitate din eșantionul "n". Durabilitatea medie se estimează conform relației:

$$\hat{\theta}_{r,n} = \frac{1}{r} \left[\sum_{i=1}^n t_{(i)} + (n-r) \cdot t_{(r)} \right] \quad (3.31)$$

În cazul în care estimarea durabilității medii pentru testul "r din n" se face prin intervale de încredere, atunci se utilizează relația (3.32). Intervalul de încredere va conține valoarea durabilității medii cu o probabilitate de "1 - α ", valorile " χ^2 " fiind tabelate.

$$\left[2r\hat{\theta}_{r,n} \mid \chi^2_{2r, 1-\frac{\alpha}{2}}, \quad 2r\hat{\theta}_{r,n} \mid \chi^2_{2r, \frac{\alpha}{2}} \right] \quad (3.32)$$

Există cazuri în care se impune și/sau dorește o durabilitate minimă pentru anumite produse. În acest caz densitatea de probabilitate exponențială se poate exprima sub

$$f(t; \theta; c) = \frac{1}{\theta} \exp\left[-\frac{(t-c)}{\theta}\right] \quad (3.33)$$

forma dată de relația (1.33), în care “c” (exprimat în unități de timp) semnifică o durabilitate minimă. Cu $t \geq c$, $c > 0$, $\theta > 0$, semnificația modelului este aceea că probabilitatea de defectare a produsului în intervalul (0,c) este egală cu zero.

3.4.2 Modelul Weibull

Repartiția Weibull (lansată în 1951 de Wallodi Weibull) a apărut ca alternativă la modelul exponențial pentru a compensa dezavantajele acestuia. Semnificația fizică a parametrilor acestei repartiții este legată de intensitatea uzurii sau intensitatea îmbătrânirii produselor sau utilajelor, (Vodă 1983). În relația (3.34) parametrul de formă “v” este exponentul *intensității uzurii* pentru produse sau sisteme aflate în stare de funcționare, sau are semnificația *intensității de îmbătrânire* în cazul produselor sau sistemelor care se depreciază în timp.

Modelul Weibull se aplică în studiul durabilității componentelor sistemelor electronice de comandă și control, în hidraulică, în automecanică, în studiul durabilității și fiabilității metrologice, etc.

$$F(t; \theta, v) = \exp\left[-\left(\frac{t}{\theta}\right)^v\right], \quad t \geq 0, \quad \theta, v > 0 \quad (3.34)$$

Funcție de aplicație, repartiția Weibull poate fi redată într-o mare varietate de forme (Wiener et.al. 1983); (Panaite & Munteanu 1982); (Târcolea et.al 1989); (Vodă 1980); (Vodă 1983). Se consideră în continuare densitatea de probabilitate și funcția de repartiție Weibull dată de relațiile (3.35) respectiv (3.36).

Media respectiv dispersia sunt date de relațiile (3.37) și (3.38)

CAPITOLUL III

$$f(t; \lambda, k) = \lambda k t^{k-1} \exp(-\lambda t^k), \quad t \geq 0, \quad \lambda, k > 0 \quad (3.35)$$

$$F(t; \lambda, k) = 1 - \exp(-\lambda t^k), \quad t \geq 0, \quad \lambda, k > 0 \quad (3.36)$$

$$M[T] = \lambda^{\frac{1}{k}} \Gamma\left(1 + \frac{1}{k}\right) \quad (3.37)$$

$$D[T] = \lambda^{\frac{2}{k}} \left[\Gamma\left(1 + \frac{2}{k}\right) - \Gamma^2\left(1 + \frac{1}{k}\right) \right] \quad (3.38)$$

$$\Gamma(p) = \int_0^{\infty} x^{p-1} e^{-x} dx \quad (3.39)$$

Unde $\Gamma(p)$ este funcția Gamma conform relației (3.39), formula de recurență este dată de relația (3.40) iar proprietățile de relațiile (3.41)

$$\Gamma(p) = (p-1) \cdot \Gamma(p-1) \quad (3.40)$$

$$\begin{cases} \Gamma(p) = (p-1)! \\ \Gamma(p+1) = p! \\ \Gamma(p+1) = p \cdot \Gamma(p) \end{cases} \quad \text{pentru } p \in \mathbb{N} \quad (3.41)$$

Estimarea parametrilor “ λ ” și “ k ” aplicând metoda verosimilității maxime conform § 3.2.2 este relativ dificilă datorită metodelor iterative utilizate. În practica curentă se utilizează în principal metoda celor mai mici pătrate (MCMMP), metoda momentelor (MM) și metoda intervalelor de încredere.

3.4.3 Modelul Rayleigh

Dacă se consideră funcția de repartiție Weibull dată de relația (3.42), atunci se observă că pentru cazul particular “ $k=2$ ” se obține funcția de repartiție Rayleigh dată de relația (3.43).

CAPITOLUL III

n	1- α =0,95	
	r ⁽¹⁾ _{0,95;n}	r ⁽²⁾ _{0,95;n}
1	2	3
2	5,63	0,32
3	3,66	0,39
4	2,93	0,44
5	2,54	0,48
6	2,29	0,51
7	2,13	0,53
8	2,01	0,55
9	1,91	0,57
10	1,83	0,59
11	1,78	0,60
12	1,73	0,62
13	1,69	0,63
14	1,65	0,64
15	1,62	0,65
20	1,51	0,69
25	1,44	0,72
30	1,39	0,74
40	1,32	0,77
50	1,28	0,79
60	1,25	0,81

Tab 3.2 Valorile coeficienților r ⁽¹⁾ _{1- α ;n} și r ⁽²⁾ _{1- α ;n} utilizați la expresiile intervalelor de încredere pentru parametrul θ al repartiției Weibull

$$F(t;\theta,k) = 1 - \exp(-\theta t^k) , \quad t \geq 0 , \quad \theta, k > 0 \quad (3.42)$$

CAPITOLUL III

$$F(t;\theta) = 1 - \exp(-\theta t^2), \quad t \geq 0, \quad \theta > 0 \quad (3.43)$$

$$F(t) = 1 - \exp(-t^2), \quad t \geq 0 \quad (3.44)$$

Valorile funcției de repartiție Rayleigh date de relația (3.44) sunt tabelate.

Observații:

- în cazul în care densitatea de probabilitate Rayleigh este dată de relația (3.45) se obțin pentru medie și dispersie valorile date de relațiile (3.46)

$$f(t;\theta) = 2\theta t \exp(-\theta t^2), \quad t \geq 0, \quad \theta > 0 \quad (3.45)$$

$$\begin{cases} M[T] \approx 0,886 \cdot \frac{1}{\sqrt{\theta}} \\ D[T] \approx 0,463 \cdot \frac{1}{\theta} \end{cases} \quad (3.46)$$

- pentru densitatea de probabilitate dată de relația (3.45) estimatorul de verosimilitate maximă pentru parametrul $\rho=1/\theta$ este dat de relația (3.47).

$$\hat{\rho}_{VM} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n t_i^2 \quad (3.47)$$

- statistica τ dată de relația (3.48) este repartizată hi-pătrat cu $2n$ grade de libertate

$$\tau = 2\theta \sum_{i=1}^n t_i^2 \Rightarrow \chi^2(2n) \quad (3.48)$$

- repartiția Rayleigh este caracteristică fenomenelor de uzură. Dacă se consideră densitatea de probabilitate Rayleigh dată de relația (3.45) atunci indicatorul ce reprezintă intensitatea defectării $\lambda(t)$ (relația 3.49) are o formă liniar crescătoare pe domeniul $[0, +\infty]$.

$$\begin{cases} \lambda(t) = \frac{f(t;\theta)}{1-F(t;\theta)} \\ \lambda(t) = 2\theta t, \quad t \geq 0, \quad \theta > 0 \end{cases} \quad (3.49)$$

3.4.4 Modelul Rayleigh generalizat (GRV)

Încercările de durabilitate efectuate asupra diferitelor tipuri de de scule aşchietoare confecţionate din materiale dure, folosite la diverse regimuri de aşchiere au evidenţiat o largă fluctuaţie a coeficientului de variaţie a durabilităţii , (Vodă 1980). Acest lucru scade în mod evident eficienţa folosirii acestora în liniile de prelucrare automate. Alegerea parametrilor geometrici ai sculelor aşchietoare trebuie făcută pe baza unui model general al timpului de funcţionare fără defecţiuni care să includă cât mai multe modele particulare ale durabilităţii acestor scule aşchietoare. S-a introdus un model cu densitatea de probabilitate dată de relaţia (3.77), variabila aleatoare cu această densitate de probabilitate fiind numită *variabilă aleatoare Rayleigh generalizată (GRV)*. Modelul GRV datorită cazurilor particulare pe care le include, conform tabelului 3.4, poate modela pe lângă durabilitatea sculelor aşchietoare şi a elementelor din componenţa sistemelor hidraulice şi unele caracteristici electrice ale televizoarelor (de ex: sensibilitatea) precum şi uzura rulmenţilor.

$$f(t;\theta,k) = \frac{2\theta^{k+1}}{\Gamma(k+1)} t^{2k+1} \exp(-\theta t^2) , \quad t \geq 0 , \quad \theta > 0 , \quad k > -1 \quad (3.50)$$

$$F(t;\theta,k) = \frac{2\theta^{k+1}}{\Gamma(k+1)} \int_0^t x^{2k+1} e^{-\theta x^2} dx = \frac{1}{\Gamma(k+1)} \int_0^{\theta t^2} u^{(k+1)-1} e^{-u} du = \frac{\Gamma_{\theta t^2}(k+1)}{\Gamma(k+1)} \quad (3.51)$$

Funcţia de repartiţie Rayleigh generalizată este dată de relaţia (3.51), unde s-a făcut notaţia $\theta x^2 = u$, iar media, dispersia şi coeficientul de variaţie sunt date în relaţiile (3.52).

$$\left\{ \begin{array}{l} M[T] = E(T) = \frac{\Gamma\left(k + \frac{3}{2}\right)}{\Gamma(k+1)} \cdot \frac{1}{\sqrt{\theta}} \\ D[T] = \left[k + 1 - \frac{\Gamma\left(k + \frac{3}{2}\right)}{\Gamma(k+1)} \right] \cdot \frac{1}{\theta} \\ CV[T] = \frac{\sqrt{D[T]}}{M[T]} = \frac{\sqrt{(k+1) \cdot \Gamma^2(k+1) - \Gamma^2\left(k + \frac{3}{2}\right)}}{\Gamma\left(k + \frac{3}{2}\right)} \end{array} \right. \quad (3.52)$$

CAPITOLUL III

Parametrii		Densitatea de probabilitate $a \in \mathbb{N}, \quad t \geq 0, \quad \omega > 0, \quad \tau > 0$	Tipul repartiției
k	θ		
0	$1/\omega^2$	$f(t;\omega) = (2/\omega^2) \cdot t \cdot \exp(-t^2/\omega^2)$	Rayleigh
1/2	$1/(2\omega^2)$	$f(t;\omega) = 2/[\omega^3(2\pi)^{1/2}] \cdot t^2 \cdot \exp[-t^2/(2\omega^2)]$	Maxwell
-1/2	$1/\omega^2$	$f(t;\omega) = 2/[\omega(2\pi)^{1/2}] \cdot t^2 \cdot \exp(-t^2/\omega^2)$	Seminormală
$(a/2) - 1$	$1/(2\tau^2)$	$F(t,a,b) = 1/[2^{(a/2-1)} \tau^a \Gamma(a/2)] \cdot t^{(a-1)} \cdot \exp[-(t^2)/(2\tau^2)]$	$\chi^2(a)$ a-nr. gradelor de libertate

Tab 3.3 Cazuri particulare ale modelului Rayleigh generalizat (GRV)

Observații:

- prin exprimarea momentului centrat de ordin "2p", (Vodă 1980), se poate obține *funcția densitate standardizată GRV* conform relației (3.80):

$$f_0(t;k) = \frac{2A}{\Gamma(k+1)} (At+B)^{2k+1} \exp[-(At+B)^2], \quad t \geq 0, \quad k > -1 \quad (3.53)$$

$$\text{unde } A = \sqrt{k+1 - \frac{\Gamma^2\left(k + \frac{3}{2}\right)}{\Gamma^2(k+1)}}, \quad B = \frac{\Gamma\left(k + \frac{3}{2}\right)}{\Gamma(k+1)}$$

CAPITOLUL III

* se observă că variabila este de tip unimodal și este asimetrică cu valoarea modei dată de relația (3.54):

$$t_{MO} = \sqrt{\frac{2k+1}{\theta}} \quad , \quad k \geq -\frac{1}{2} \quad , \quad \theta > 0 \quad (3.54)$$

* ca indicator al asimetrie se poate folosi valoarea independentă de parametrul “ θ ”, Q_{ASIM} definită conform relației (3.55):

$$Q_{ASIM} = \frac{E(t)}{t_{MO}} = \frac{M[t]}{t_{MO}} = \frac{\Gamma\left(k + \frac{3}{2}\right)}{\sqrt{2k+1} \cdot \Gamma(k+1)} \quad (3.55)$$

- se poate demonstra (Vodă 1980) că repartiția GRV se poate obține ca limită a elementului minim al unui eșantion extras dintr-o populație caracterizată de un caz particular al repartiției Putere. Acest fapt arată că în timp ce ultima statistică de ordine dintr-o populație de tip Putere, ” $T_{(n)}$ ”, se comportă la fel ca și populația de bază, conform relației (3.56), cu creșterea volumului eșantionului și a intervalului de testare prima statistică de ordin ” $T_{(1)}$ ”(prima defectare) se supune unei repartiții GRV.

$$F_{T_{(n)}}(t) = \left(\frac{t}{b}\right)^{2n} \quad , \quad 0 \leq t \leq b \quad (3.56)$$

$$f_{T^\alpha}(t; \theta, k) = \frac{2\theta^{k+1}}{\Gamma(k+1)} \cdot t^{\frac{2(k+1)}{\alpha}-1} \exp\left(-\theta t^{\frac{2}{\alpha}}\right) \quad , \quad t \geq 0 \quad , \quad \theta, \alpha > 0 \quad , \quad k > -1 \quad (3.57)$$

- dacă ” T ” este o variabilă aleatoare GRV atunci ” T^α ”, $\alpha > 0$ are densitatea de probabilitate dată de relația (3.57):

* în cazul în care în relația (3.57) parametrul $\alpha = 2$, variabila ” T^2 ” urmează o repartiție de tip Gamma.

* în cazul în care $\alpha = -1$ și $k = 0$ se obține densitatea de probabilitate a variabilei aleatoare ”*invers Rayleigh*” conform relației (3.58):

$$f_{T^{-1}}(t; \theta, k) = \frac{2}{t^3} \exp\left(-\frac{\theta}{t^2}\right) \quad , \quad t \geq 0 \quad , \quad \theta > 0 \quad (3.58)$$

3.4.5 Modelul “ Putere “

Modelul “ Putere “ este folosit intens în modelarea durabilității unor componente electrice. Pentru generarea modelului “ Putere “ se pornește de la o variabilă aleatoare “ X “ repartizată uniform pe intervalul (a,b) conform relației (3.59):

$$F_x(x) = \begin{cases} 0 & \text{pentru } x \leq 0 \\ \frac{x-a}{b-a} & \text{pentru } a < x < b \\ 1 & \text{pentru } x \geq b \end{cases} \quad (3.59)$$

Se observă atunci că variabila aleatoare ” $Y=(X-a)/(b-a)$ “ este repartizată uniform pe intervalul (0,1) cu densitatea de probabilitate dată de relația (3.60):

$$f_Y(y) = \begin{cases} 1 & \text{pentru } 0 < y < 1 \\ 0 & \text{pentru } y \leq 0, y \geq 1 \end{cases} \quad (3.60)$$

În cazul în care variabila aleatoare “ X “ este repartizată uniform pe intervalul (0,b) atunci variabila aleatoare “ T “ dată în relația (3.61) are o repartiție “ Putere “ conform relației (3.62) cu densitatea de probabilitate dată în relația (3.63).

$$T = b \cdot \left(\frac{x}{b}\right)^{\frac{1}{\delta}}, \quad \delta \geq 0 \quad (3.61)$$

$$F_T(t;b,\delta) = \begin{cases} 0 & , t \leq 0 \\ \left(\frac{t}{b}\right)^{\delta} & , 0 < t < b \\ 1 & , t \geq b \end{cases} \quad (3.62)$$

$$f(t;b,\delta) = \delta \cdot b^{-\delta} \cdot t^{\delta-1} \quad (3.63)$$

Observații:

- repartiția “ Putere ” este o generalizare a repartiției uniforme (pentru $\delta = 1$ rezultă chiar repartiția uniformă)
- pentru $b = 1$ în Fig. 3.6 se dau diferite forme ale densității de probabilitate de tip “ Putere ”.

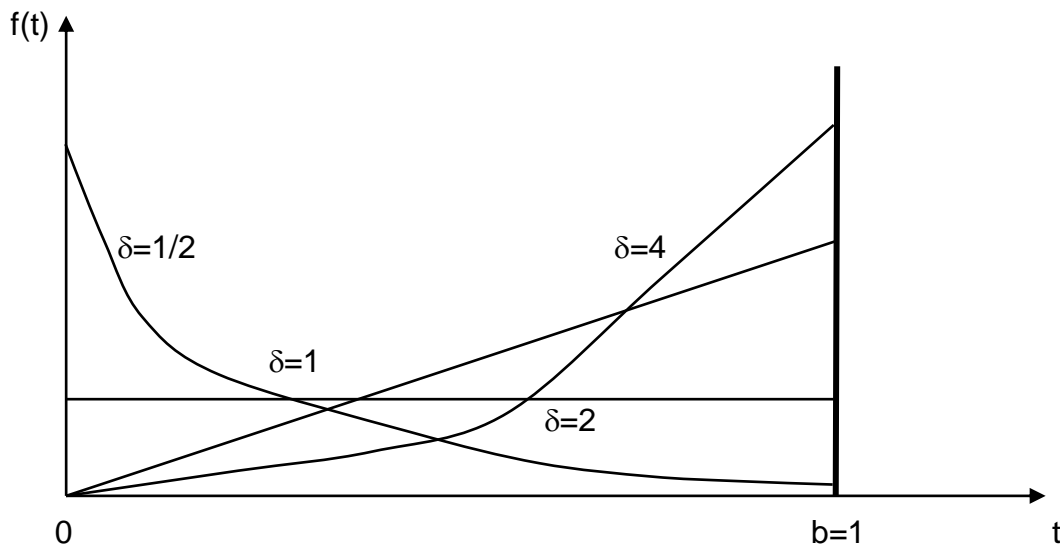


Fig. 3.6 Densitatea de probabilitate “ Putere ” pentru $b=1$

- modelul “ Putere ” se mai poate genera și pornind de la modelul Gamma generalizat sau de la repartiția exponențială , (Vodă 1980).
- repartiția “ Putere ” este inversa unei variabile aleatoare “ X ” de tip Pareto dată în relația (3.64):

$$X: F_X(x) = 1 - (bx)^{-\delta} \quad , \quad x \geq \frac{1}{b} \quad , \quad b, \delta > 0 \quad (3.64)$$

atunci dacă $T=1/X$ rezultă:

$$\begin{aligned} F_T(t) &= P(T < t) = P\left(\frac{1}{X} < t\right) = 1 - P\left(\frac{1}{X} \geq t\right) = \\ &= 1 - 1 + \left(\frac{t}{b}\right)^{\delta} = \left(\frac{t}{b}\right)^{\delta} \quad , \quad 0 < t < b \end{aligned} \quad (3.65)$$

- valoarea medie și dispersia sunt date în relațiile (3.66) respectiv (3.67):

CAPITOLUL III

$$M[T] = E(T) = \frac{\delta b}{\delta + 1} \quad (3.66)$$

$$D[T] = \frac{\delta b^2}{(\delta + 2)(\delta + 1)^2} \quad (3.67)$$

- rata căderii definită în relația (3.68) are un minim dat de relația (3.69)

$$h(t; b, \delta) = \frac{\frac{\delta}{b} \left(\frac{t}{b}\right)^{\delta-1}}{1 - \left(\frac{t}{b}\right)^{\delta}}, \quad 0 < t < b \quad (3.68)$$

$$\left. \begin{aligned} t_{\min} &= b(1 - \delta)^{\frac{1}{\delta}} \\ 0 < t_{\min} &< b e^{-1} \end{aligned} \right\} \quad (3.69)$$

- dacă “ T “ este o variabilă aleatoare de tip “ Putere ” atunci variabila aleatoare $X = b[\delta \ln(b/T)]^{1/k}$ unde $k > 0$ este repartizată Weibull.

3.4.6 Modelul Sedrakian

Acest model a fost introdus de L.G. Sedrakian în 1968, (vodă 1983), repartiția corespunzătoare făcând parte din categoria repartițiilor mărginite. Modelul a apărut ca urmare a necesității descrierii cât mai adecvate a comportării componentelor și sistemelor cu durabilitate scăzută și este din punct de vedere matematic o generalizare a modelului “ Putere “.

Densitatea de probabilitate și funcția de repartiție Sedrakian sunt date în relațiile (3.70) respectiv (3.71).

$$f(t; b, c, \delta, k) = \frac{\delta k}{b - c} \cdot \left[1 - \left(\frac{t - c}{b - c} \right)^{\delta} \right]^{k-1} \cdot \left(\frac{t - c}{b - c} \right)^{\delta-1} \quad (3.70)$$

$$F(t; b, c, \delta, k) = 1 - \left[1 - \left(\frac{t - c}{b - c} \right)^{\delta} \right]^k \quad (3.71)$$

unde $0 < c \leq t \leq b$; $\delta, k > 0$

Observații:

- pentru valorile “ c=0 “ și “ b=1 “ modelul se numește Model Sedrakian redus și în acest caz media respectiv dispersia sunt date în relațiile (3.72):

$$\left. \begin{aligned} M[T] = E(T) &= \frac{kB\left(\frac{1}{\delta}, k\right)}{\delta k + 1} \\ D[T] &= \frac{2kB\left(\frac{2}{\delta}, k\right)}{\delta k + 2} - \frac{k^2 B^2\left(\frac{1}{\delta}, k\right)}{(\delta k + 1)^2} \end{aligned} \right\} \quad (3.72)$$

unde B (_ , _) este funcția Beta.

- pentru cazul particular “ k=1 “ rezultă B (1/δ,1)=δ obținându-se valoarea medie și dispersia corespunzătoare modelului “ Putere “ date de relațiile (3.66) respectiv (3.67).
- modelul Sedrakian se poate obține și ca o particularizare a modelului Gamma generalizat (Fig. 3.5).

3.4.7 Modelul Gamma

Modelul Gamma se utilizează în metrologie ca repartiție a timpului de recalibrare a unui instrument sau aparat de măsură după un număr de folosiri succesive , (Vodă 1983). De asemenea modelul are aplicații în studiul durabilității sculelor așchietoare.

Densitatea de probabilitate Gamma este dată în relația (3.73):

$$f(t; \theta, k) = \left(\frac{k}{\theta}\right)^k \cdot \frac{1}{\Gamma(k)} \cdot t^{k-1} \cdot e^{-\frac{kt}{\theta}} , \quad t \geq 0 , \quad \theta, k > 0 \quad (3.73)$$

Media, dispersia și coeficientul de variație (teoretice) sunt date în relațiile (3.74):

$$\left. \begin{aligned} M[T] = E(T) &= \theta \\ D[T] &= \frac{\theta^2}{k} \\ CV[T] &= \frac{\sqrt{D[T]}}{M[T]} = \frac{1}{\sqrt{k}} \end{aligned} \right\} \quad (3.74)$$

Observații:

- în unele aplicații se folosesc densitățile de probabilitate Gamma date de relațiile (3.75) și (3.76):

$$f(t; \theta, k) = \frac{1}{\theta^k \Gamma(k)} t^{k-1} e^{-\frac{t}{\theta}} \quad , \quad t \geq 0 \quad , \quad \theta, k > 0 \quad (3.75)$$

- pentru modelul descris de relația (3.75) în cazul în care “ $\theta=1$ ” se obține un caz particular dat de relația (3.77) și la care durabilitatea medie (valoarea medie teoretică a modelului) este chiar parametrul “ k ” al repartiției conform relației (3.78):

$$f(t; \theta, k) = \frac{\theta^k}{\Gamma(k)} t^{k-1} e^{-\theta t} \quad , \quad t \geq 0 \quad , \quad \theta, k > 0 \quad (3.76)$$

$$f(t; 1, k) = \frac{1}{\Gamma(k)} t^{k-1} e^{-t} \quad , \quad t \geq 0 \quad , \quad k > 0 \quad (3.77)$$

$$\Gamma(k + 1) = k \Gamma(k) \Rightarrow M[T] = E(T) = k \quad (3.78)$$

3.4.8 Modelul Alpha

Modelul Alpha descrie durabilitatea sculelor așchietoare atât în condiții reale de funcționare cât și în cazul testelor de durabilitate. Repartiția Alpha are o pronunțată asimetrie de dreapta, și a rezultat în urma cercetărilor efectuate asupra perioadelor de execuție a diferitelor operații și cercetărilor privind durabilitatea burghiilor elicoidale, (Vodă 1980). Studii aprofundate asupra proprietăților acestei repartiții au efectuat în anii '80 cercetătorii români Viorel Gh. Vodă, Dan V. Iliescu și Al. Dorin.

Se poate demonstra, (Vodă 1980), că variabila aleatoare Alpha este inversa variabilei aleatoare normale trunchiate. Densitatea de probabilitate și funcția de repartiția Alpha sunt date în relațiile (3.79) respectiv (3.80):

CAPITOLUL III

$$f(t; \alpha, \beta) = \frac{\beta}{t^2 \Phi(\alpha) \sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\beta}{t} - \alpha \right)^2 \right], \quad t > 0, \quad \alpha, \beta > 0 \quad (3.79)$$

$$\left. \begin{aligned} F(t; \alpha, \beta) &= \frac{1}{\sqrt{2\pi} \Phi(\alpha)} \int_0^t \frac{\beta}{u^2} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\beta}{u} - \alpha \right)^2 \right] du \\ \text{pentru } \frac{\beta}{u} - \alpha &= z \\ F(t; \alpha, \beta) &= \frac{1}{\sqrt{2\pi} \Phi(\alpha)} \int_{\frac{\beta}{t}-\alpha}^{\infty} e^{-\frac{z^2}{2}} dz = \frac{1 - \Phi \left(\frac{\beta}{t} - \alpha \right)}{\Phi(\alpha)} \end{aligned} \right\} \quad (3.80)$$

Întrucât prin examinarea datelor experimentale s-a ajuns la concluzia că $\alpha \gg 2$, ceea ce implică faptul că “ $\Phi(\alpha) \rightarrow 1$ ”, în practică se utilizează formele aproximative ale densității de probabilitate Alpha și funcției de repartiție Alpha date în relațiile (3.81) și respectiv (3.82):

$$\tilde{f}(t; \alpha, \beta) = \frac{\beta}{t^2 \sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\beta}{t} - \alpha \right)^2 \right], \quad t > 0, \quad \alpha, \beta > 0 \quad (3.81)$$

$$\tilde{F}(t; \alpha, \beta) = 1 - \Phi \left(\frac{\beta}{t} - \alpha \right) \quad (3.82)$$

Media, dispersia, mediana, moda, coeficientul de variație și coeficientul de perturbație sunt date în relațiile (3.83):

$$\left. \begin{aligned} M[T] = E(T) &= \frac{\beta}{\alpha} \left(1 + \frac{1}{\alpha^2} \right); \quad D[T] = \frac{\beta^2}{\alpha^4} \left(1 + \frac{8}{\alpha^2} \right); \quad t_{ME} = \frac{\beta}{\alpha} \\ t_{MO} &= \frac{\beta}{4} \left(\sqrt{\alpha^2 + 8} - \alpha \right); \quad CV[T] = \frac{\sqrt{\alpha^2 + 8}}{\alpha^2 + 1}; \quad SN[T] = \frac{\alpha^2 + 1}{\sqrt{\alpha^2 + 8}} \end{aligned} \right\} \quad (3.83)$$

3.5 Teste speciale utilizate în analiza durabilității

Alegerea modelului statistic adecvat în analiza durabilității se poate face prin *metode empirice*, *metode grafice* sau prin *metode analitice*. Avantajul metodelor empirice și grafice este relativa rapiditate cu care un model statistic poate fi ales.

Metodele empirice de alegere a modelului statistic se bazează pe unele proprietăți speciale ale repartițiilor statistice (Vodă 1983).

Metodele grafice se bazează pe rețele probabiliste care au avantajul unei inferențe rapide asupra modelului statistic cel mai adecvat. Singurul dezavantaj major este că trebuie să se dispună de prototipul rețelei probabiliste pentru fiecare tip de repartiție care se analizează.

Cel mai frecvent utilizate rețele probabiliste în analiza durabilității sunt rețeaua *Lloyd Nelson* pentru repartiția Weibull, rețeaua *Nelson-Thomson* pentru estimarea parametrilor modelului Weibull, rețeaua *Alain Plait* pentru estimarea parametrilor repartiției Weibull, etc.

Modul de construcție și utilizare a diferitelor rețele probabiliste folosite în analiza calității, fiabilității și durabilității sunt prezentate pe larg în (Wiener et. al. 1983); (Iliescu & Vodă 1977).

O metodă grafică simplă care are avantajul că nu necesită o rețea probabilistă specială este metoda *Barlow-Campo*.

➤ *Metoda Barlow-Campo (BC) pentru alegerea modelului statistic al durabilității*

Un avantaj major al metodei BC este că poate fi folosită atât la încercări cenzurate și trunchiate cât și în cazul în care datele experimentale rezultate în urma experimentului de durabilitate sunt incomplete (Iliescu & Vodă 1977). Se consideră șirul statistic al valorilor ordonate ce reprezintă timpii de funcționare până la defectare a componentelor unui eșantion provenit dintr-un experiment de durabilitate:

$$t_{n1} \leq t_{n2} \leq \dots \leq t_{nr} \leq \dots \leq t_{nn} \quad (3.84)$$

Se definește timpul total până la a " r " -a cădere:

$$\sum T_{(n,r)} = nt_{n1} + (n-1)(t_{n2} - t_{n1}) + \dots + (n-r+1)(t_{nr} - t_{nr,i-1}) \quad (3.85)$$

CAPITOLUL III

Rezultă *timpul total de funcționare* (TTF) (Total Time on Test Statistic – TTTS):

$$\sum T_{(n,r)} = \sum_{i=1}^n t_{ni} + (n-r)t_{nr} \quad (3.86)$$

Se definește *transpusa timpului total de funcționare*:

$$H_n^{-1}(r/n) = \frac{1}{n} \sum T_{(n,r)} \quad (3.87)$$

Funcție de relația (3.85), transpusa timpului total de funcționare poate fi scrisă ca în relația (3.88):

$$H_n^{-1}(r/n) = \int_0^{F_n^{-1}(r/n)} [1 - F_n(u)] du \quad (3.88)$$

unde $F_n(u)$ este funcția de repartiție experimentală

$F_n^{-1}(u)$ este inversa funcției de repartiție experimentale

Se poate demonstra, (Vodă 1983); (Iliescu & Vodă 1977), că transformata timpului total de funcționare a funcției de repartiție “ F ” este dată de relația (3.89):

$$H_F^{-1}(t) = \lim_{\substack{n \rightarrow \infty \\ r/n \rightarrow t}} \int_0^{F_n^{-1}(r/n)} [1 - F_n(u)] du = \int_0^{F^{-1}(t)} [1 - F(u)] du, \quad t \in [0,1] \quad (3.89)$$

Transformata timpului total de funcționare determină în ultimă instanță funcția de repartiție “ F ” și în cazul în care “ H_F ” (inversa lui “ H_F^{-1} ”) este o funcție de repartiție pe intervalul $[0, m]$ cu “ m ” media lui “ F ” rezultă:

$$H_F^{-1}(1) = \int_0^{F^{-1}(1)} [1 - F(u)] du = m \quad (3.90)$$

CAPITOLUL III

Observații:

- transformata timpului total de funcționare permite clasificarea funcțiilor de repartiție după rata defectărilor. Panta la graficul transformatei în punctul $t=F(x)$ este inversul ratei de defectare calculate la momentul " x " astfel:

$$\left. \frac{d}{dt} H_F^{-1}(t) \right|_{t=F(x)} = \left. \frac{1-t}{f[F_t^{-1}]} \right|_{t=F(x)} = \frac{1-F(x)}{f(x)} = \frac{1}{\lambda(x)} \quad (3.91)$$

unde $f(x)$ este densitatea de repartiție a funcției " F ".

$\lambda(x)$ este rata căderilor.

- funcția " H_{norm} " definită de relația (3.92) se numește *transformata normală* a timpului total de funcționare și este o funcție continuă și crescătoare pe intervalul $[0,1]$.

$$H_{\text{norm}} = \frac{H_F^{-1}(t)}{H_F^{-1}(1)} \quad (3.92)$$

$$G(x) = 1 - e^{-\frac{x}{a}}, \quad x \geq 0, \quad a \geq 0 \quad (3.93)$$

$$H_{\text{norm,exp}} = \frac{H_G^{-1}(t)}{H_G^{-1}(1)} = t, \quad t \in [0,1] \quad (3.94)$$

- pentru repartiția exponențială dată sub forma (3.93), pentru care rata defectărilor este constantă se obține pentru transformata normală expresia din relația (3.94).
- se observă că în pătratul ce poate fi construit cu segmentul $[0,1]$, relația (3.94) reprezintă chiar bisectoarea pătratului
- pentru repartiția Weibull dată de relația (3.95), așa cum se observă din Fig. 3.7, dacă parametrul $k > 1$ curbele sunt concave și deasupra bisectoarei iar dacă parametrul $k < 1$ curbele sunt convexe și sub bisectoare (convexitatea crește pe măsura descreșterii parametrului " k ").

CAPITOLUL III

$$F(x) = 1 - e^{-\theta x^k}, \quad x \geq 0, \quad \theta, k > 0 \quad (3.95)$$

- pentru interpretarea datelor eșantionului obținut prin experimentul de durabilitate pe graficul Barlow-Campo se reprezintă perechile de puncte ce se obțin aplicând relațiile (3.96).

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\sum T_{n,i}}{\sum T_{n,k}} \\ \frac{i}{k} \end{array} \right., \quad i = 1, 2, \dots, k \quad (3.96)$$

- pentru repartiția Gamma cu parametrul de formă $k > 1$ curbele sunt concave, concavitătea accentuându-se cu creșterea lui " k " .

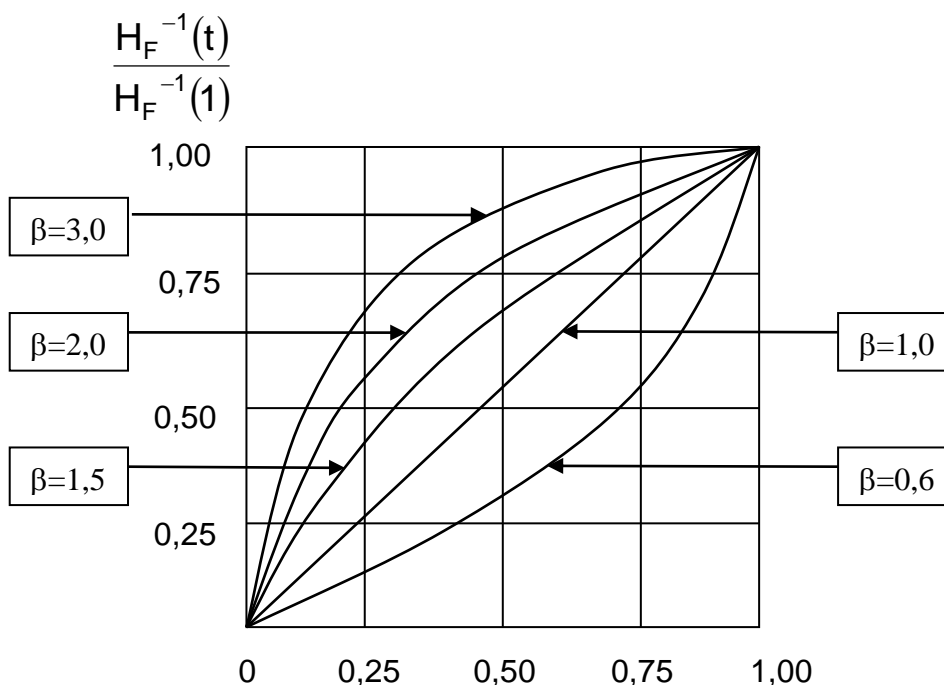


Fig 3.7 Diagrama Barlow-Campo pentru modelul Weibull

NOȚIUNI FUNDAMENTALE PRIVIND PROCESUL DE UZARE

4.1 Definirea și importanța Tribologiei și Tribotehnicii, considerații generale cu privire la procesele de frecare și uzare

Procesele de frecare și uzare sunt prezent oriunde există o mișcare relativă dintre două elemente: lagăre, transmisii, ansambluri piston-cilindru, angrenaje etc, (Militaru 1987).

Ca urmare a necesității reducerii frecării și uzării, a necesității îmbunătățirii ungerii organelor de mașini precum și datorită implicațiilor tehnico-economice asupra fiabilității, durabilității și preciziei mașinilor și utilajelor, s-a conturat o nouă disciplină “ *Tribologia* “, având ca parte aplicativă “ *Tribotehnica* “, (Pavelescu 1985). Tribologia, are deci ca scop “, (Pavelescu 1985), cunoașterea proceselor complexe de frecare-uzare-ungere și respectiv îmbunătățirea calității mașinilor de diferite tipuri, a măririi durabilității și fiabilității acestora, a reducerii consumurilor energetice, de lubrifianți și de materiale.

Principalele direcții de cercetare și studiu ale Tribologiei sunt, (Militaru 1987):

- studii și cercetări asupra naturii proceselor de frecare și uzare.
- studii asupra topografiei suprafețelor, rugozității și ariei reale de contact.
- studii și cercetări privind comportarea cuplurilor de materiale și găsirea de noi materiale rezistente la uzare respectiv noi materiale pentru frânare.
- cercetări asupra ungerii și studii privind îmbunătățirea sistemelor de ungere.
- aplicarea statisticii moderne la calculul uzării.
- modelarea uzării pentru condiții extreme (temperatură, presiune, radiații etc).

Prin aplicarea rezultatele acestor studii și cercetări în țările avansate din punct de vedere tehnologic, s-a constatat că în ultimii 20...25 ani efectele economice realizate sunt de până la 3% din venitul lor național, (Pavelescu 1985).

4.1.1 Cuple de frecare

În construcția și funcționarea mecanismelor, mașinilor și utilajelor, un element caracteristic determinant este cupla de frecare, formată din două sau mai multe piese cu suprafețe în contact și având o mișcare relativă de alunecare, rostogolire, pivotare sau combinații ale acestora.

CAPITOLUL IV

Funcție de numărul gradelor de libertate respectiv tipul contactelor cuplelor de frecare, acestea se împart în patru clase prezentate în tabelul 4.1, (Militaru 1987). În tabelul 4.2 sunt prezentate principalele tipuri de cuple de frecare utilizate în construcția de mașini funcție de clasa cuplei.

Tipul cuplei	Clasa	Felul contactului
Superioară	I	Punctiform
	II	Liniar
Inferioară	III	Pe suprafață cilindrică sau sferică
	IV	Pe suprafață plană

Tab 4.1 Tipuri de cuple de frecare după felul contactului

Clasa cuplei de frecare	Tipuri principale
I	<ul style="list-style-type: none"> - contacte pe vârfuri - cilindrii încrucișați - cuple cu 4 bile - rulmenți cu bile
II	<ul style="list-style-type: none"> - cilindrii paraleli (S.A.E) - Timken - lagăr-cuțit - camă-tachet - Falex - angrenaj cilindric
III	<ul style="list-style-type: none"> - Amsler - lagăr-pivot - doi saboți - piston-cilindru - șurub-piuliță - Almen
IV	<ul style="list-style-type: none"> - cilindru-plan - glisiere - pene de alunecare sau strângere

Tab 4.2 Tipuri de cuple de frecare utilizate frecvent în construcția de mașini

CAPITOLUL IV

Principalele teorii privind uzura sunt redate cronologic în Tab 4.3.

Autorii și anul	Ecuția de calcul	Semnificația simbolurilor	Caract. mărimii
W. Tonn, 1937	$\frac{B_1}{B_2} = b + k \cdot H$	B ₁ -rezistența la uzură a materialului de încercat B ₂ -rezistența la uzură a a etalonului	Rezistența relativă la uzură
M.M Hrușcirov, 1940	$\varepsilon = k \cdot H$	H-duritatea k-coeficient de proporționalitate	Rezistența relativă la uzură
R.Holm, 1940	$\omega = \frac{Z \cdot P}{HB}$	Z-numărul de atomi care se elimină de pe suprafața de frecare HB-duritatea	Uzura atomică
F.T Barwell, C.D. Strong 1952 I.E. Archard, 1953	$\omega = \frac{k \cdot P}{HB}$	k=10 ⁻² ...10 ⁻⁷ numărul de legături unde se desprinde materialul față de numărul total al legăturilor P-sarcina HB-duritatea	Volumul materialului uzat de pe toată aria de frecare
I.V. Kraghelski, 1957	$I_h = i_h \frac{A_r}{A_a}$ $I = 0,7 \frac{P_a}{E_n}$ $I = \frac{0,07}{n} \sqrt{\frac{h_{max}}{r}} \cdot \frac{P_a}{c \cdot \sigma_s}$	A _r -aria efectivă de contact A _a -aria nominală de contact i _h -uzura specifică P _a -presiunea nominală n-numărul de cicluri înainte de rupere c-coeficientul de ecruisare	Uzură liniară Intensitatea uzurii: -la contactul elastic -la contactul plastic
O.Yochimoto, T.Tsukizoe, 1958	$Q = \frac{1}{6} \operatorname{tg} \theta \frac{\omega}{P_m}$	2θ-unghiul din vârful particulei de uzură ω-aria efectivă de frecare	Volumul materialului pe toată aria de frecare
R.G. Bayer, W.Clenton, 1962	$N = \left(\gamma_R \tau_\gamma \right)^9 \cdot 2 \cdot \frac{10^3}{\tau_{max}^9}$	τ _{max} -efortul unitar de forfecare admisibil γ _R τ _γ -efortul unitar la uzură nulă (atins în 2·10 ³ treceri)	Numărul de treceri înainte de degradarea suprafeței de frecare
L.S. Ermolov N.S.Filipenco 1971	$I_h = \frac{0,45kP \sqrt{R_a}}{HB}$	P-presiunea specifică k-coef de proprietăți al materialului R _a -înălțimea neregularităților r-raza de rotunjire a vârfului particulei abrazive	Intensitatea liniară a uzurii

Tab 4.3 Principalele ecuații de calcul a uzurii

Procesul de frecare este un fenomen complex, noul concept al frecării având la bază o nouă imagine a influenței forțelor de frecare (Fig 4.1) ce apar în diverse stadii din practică, (Militaru 1987).

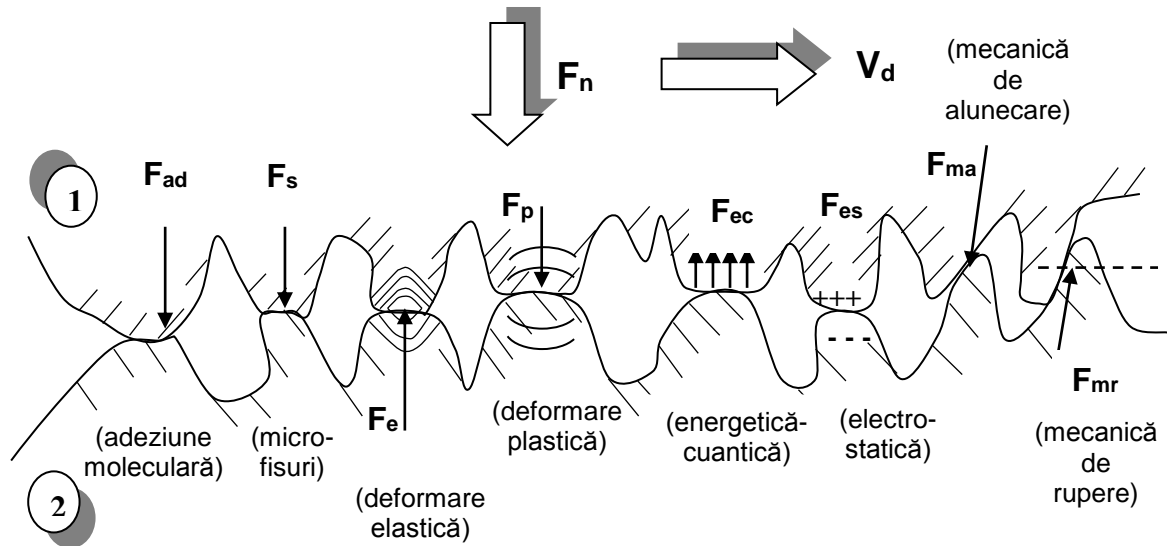
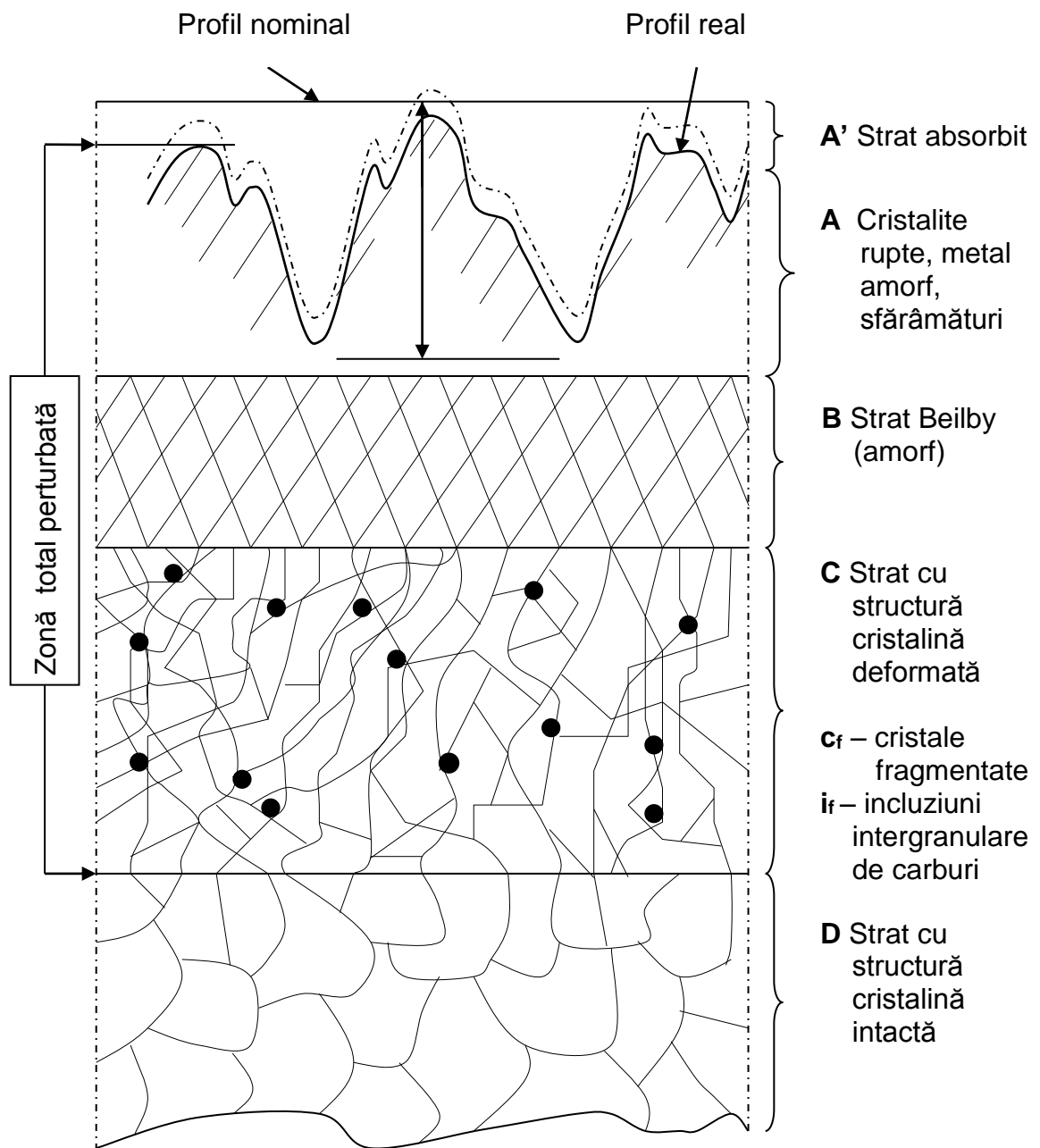


Fig. 4.1 Diferitele forțe de frecare ce acționează în cuplele cinematice

Observații:

- Forța de frecare de alunecare conține mai multe componente care pot acționa simultan (F_e și $F_p+F_{ab}+F_{ad}$) și mai rar separat (forțele de abraziune și adeziune)
- Forțele de frecare de alunecare se produc aleatoriu funcție de mărimea rugozității suprafețelor, duritate, viteză, etc.
- Ca urmare a acțiunii forțelor de frecare se produce îmbătrânirea, uzura, creșterea consumului energetic și de asemenea se produc modificări în adâncimea stratului de material ca urmare a procesului de prelucrare mecanică sub acțiunea sarcinii și a forței de frecare (Fig 4.2).
- În urma frecărilor se modifică starea inițială a suprafețelor și se desprinde material, având ca rezultat uzura cu implicații directe asupra parametrilor geometrici ai suprafețelor respectiv asupra fiabilității și durabilității cuplelor de frecare. Dependența dintre perioadele uzurii și perioadele fiabilității sunt prezentate în Fig 4.3.

CAPITOLUL IV



A' → $2 \dots 5 \cdot 10^{-4} \mu\text{m}$

A → $0,01 \dots 20 \mu\text{m}$

B → $2,1 \dots 30 \mu\text{m}$

C → $5 \dots 80 \mu\text{m}$ sau $160 \dots 200 \mu\text{m}$ (la prelucrare grosolană)

D → $0,02 \dots 0,5 \text{ mm}$ (sau mai mare)

Fig. 4.2 Modificarea stratului de material sub acțiunea sarcinii și forței de frecare la prelucrări mecanice

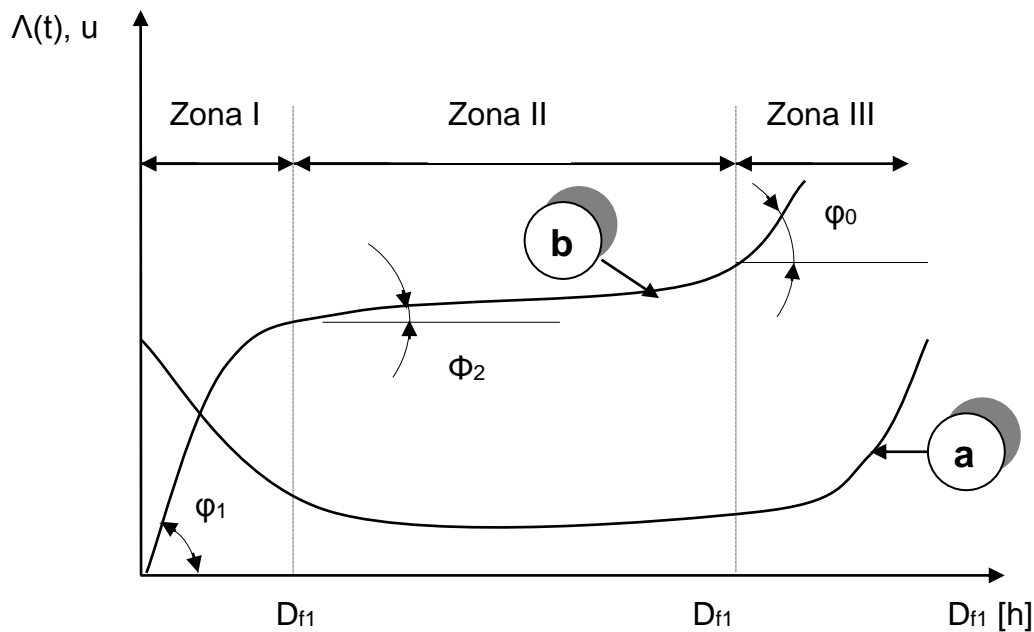


Fig 4.3 Dependența dintre perioadele fiabilității și zonele uzurii

Curba “a” - caracteristica ratei căderilor (intensitatea de defectare) , $\lambda(t)$

Curba “b” - valoarea uzurii , u

D_f – durata de funcționare (de frecare)

Zona I – Perioada infantilă (defecte precoce), rodaj

Zona II – Perioada maturității (funcționare normală , defecte accidentale), uzură stabilă

Zona III – Perioada bătrâneții (defecte accidentale și de uzură) , uzură distructivă (perioada penelor de uzură)

În funcție de natura uzării se deosebesc patru tipuri fundamentale de procese:

- adeziune
- abraziune
- coroziune
- oboseală

Aceste procese se pot manifesta dual (adeziune-abraziune ; oboseală-coroziune) și multiplu (adeziune-abraziune-coroziune ; adeziune-abraziune-oboeseală-coroziune).

Principalele tipuri de uzare (fundamentale și derivate) ce apar în cuplele de frecare sunt prezentate în tabelul 2.4, (Militaru 1987).

CAPITOLUL IV

Tipuri de uzare fundamentale și derivate	Natura uzării	Tipuri de cuple de frecare (organe de mașini) afectate
1	2	3
Adeziune Transfer de material Adeziune moderată Adeziune severă: gripaj incipient, gripaj total	Mecanică, metalurgică și termică	Ansamblări demontabile, fus-cuzinet, glisiere, ghidaje, piston-cilindru, angrenaje, variatoare, scule așchietoare, etc.
Abraziune Microașchiere Rizare prin deformare Eroziune abrazivă Brăzdare Zgâriere	Mecanică, metalurgică și termică	Organe active ale mașinilor ce lucrează în mediu abraziv, inclusiv incintele respective, lanțuri de antrenare, cuple de frecare insuficient protejate (lagăre cu alunecare, rulmenți, angrenaje) sau supuse abraziuni în mediu fluid (palete, angrenaje).
Oboseală Oboseală mecanică: pitting incipient, distructiv, exfoliere Oboseală termomecanică: fisuri de oboseală termomecanică	Mecanică	Organe de mașini cu solicitări hertiene ciclice mari în prezența lubrifianului (angrenaje, rulmenți, șuruburi cu bile, camă-tachet, role de lanț)
	Termo-mecanică	Organe de mașini sollicitate periodic cu frecare uscată sau supuse unui tratament termic defectuos (role, șine-bandaj, angrenaje). Tratamente termice ce produc fisurarea stratului durificat
Coroziune Coroziune chimică Ruginire	Chimică	Organe de mașini supuse acțiunii corozive (lagăre unse cu acizi), sau aflate în prezența unui lubrifinant degradat, sau aflate în prezența apei (piston-cilindru, rulmenți). Piese neprotejate
Coroziune galvanică	Electro-chimică	Cuple de frecare unse aflate sub acțiunea curentului electric (lagăre cu alunecare, rulmenți, angrenaje, piston-cilindru)
Ciupire electrică		Flancurile unor angrenaje, contacte electrice, bandaj-cale

(continuare)

CAPITOLUL IV

Tab. 2.4 (continuare)

1	2	3
Coroziune biochimică	Bio-chimică	Ghidaje și conducte ale lichidului de ungere-răcire la mașini-unelte
Tribocoroziune	Mecano-chimică	Organe de mașini aflate în prezența lubrifianțului degradat și a forței de frecare
		Fuzete, rulmenți, caneluri, supuse coroziunii și unor mici deplasări
Coroziune de frecare	Mecanotermo-chimică	Suprafețele unor organe de mașini supuse imploziilor de gaze, în apă și ulei (palete de turbine, pompe, elice de nave, angrenaje)
Cavitație		
Impact		Corpuri de mărunțire, angrenaje, semicuple
Cojire	Mecanică	Flancuri de angrenaje, rulmenți, organe active de mărunțire
Deformare la rece		Suprafețe ale organelor de mașini deformate plastic în urma unor solicitări mecanice puternice (rulmenți, angrenaje, camă-tachet)
Încrêțire		Flancuri de angrenaje solicitate și imperfect unse
Brinelare		Căi de rulare la rulmenți, flancuri de angrenaje
Interferență		Flancurile unor roți necorijate sau imperfect corijate
Fisurare de rectificare		Termo-mecanică
Fisurare de tratament termic	Organe de mașini solicitate mecanic cu fisuri în urma tratamentului termic	
Deformare la cald	Termică	Suprafețele unor organe de mașini deformate plastic datorită încălzirii și solicitărilor mecanice
Decolorare (pătare)		Suprafețele supraîncălzite (cămăși de cilindru, discuri de frână, flancuri de angrenaje)

Tab. 4.4 Principalele tipuri de uzare fundamentale și derivate

4.1.2 Clasificarea cuplelor după condițiile de uzare

Datorită influenței factorilor aleatori ce acționează pe parcursul funcționării cuplei (presiune specifică, viteze de alunecare), uzura este neuniformă.

Determinarea formei suprafeței uzate, impune cunoașterea distribuției uzurii pe suprafețele aflate în contact direct " $U(x,y)$ ". Datorită uzării se produc variații relative a poziției pieselor cuplei respectiv a preciziei cinematice cu consecințe directe asupra funcționării. Funcție de de posibilitățile de apropiere a suprafețelor în contact direct, ca urmare a uzării, cuplele se clasifică în două tipuri:

- **Tipul I** – la care apropierea suprafețelor uzate se face numai pe direcția " $x-x$ " datorită ghidării uneia din piesele cuplei.
- **Tipul II** – la care poziția suprafețelor cuplei depinde de forma suprafeței uzate (având ca rezultat modificarea poziției de funcționare, așezarea pieselor făcându-se în mod automat)

Cuplele de tip I și II se clasifică la rândul lor în 5 grupe, funcție de condițiile de frecare și uzură, pentru punctele dispuse pe aceeași traiectorie a suprafeței uzate:

- **Grupa 1** – la care punctele dispuse pe aceeași traiectorie au condiții identice de uzare (conuri, discuri), determinarea formei suprafeței uzate făcându-se studiind secțiunea axială din cuplă. (Fig. 4.4)

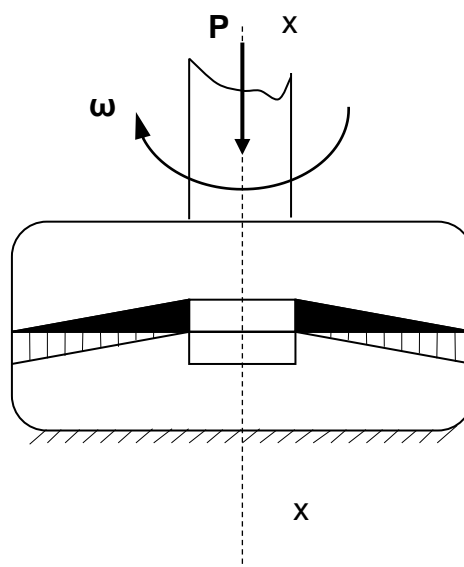


Fig. 4.4 Cuplă de frecare Tipul I , Grupa 1

CAPITOLUL IV

- **Grupa 2** – la care se mențin constante condițiile de uzare pentru toate punctele aflate pe aceeași traiectorie pentru o singură piesă a cuplei (de aceea o singură suprafață are o uzare uniformă într-o secțiune dată). Exemplu pentru tipul I este asamblarea arbore-lagăr de alunecare iar pentru tipul II este ansamblul tambur-sabot de frână (Fig. 4.5).

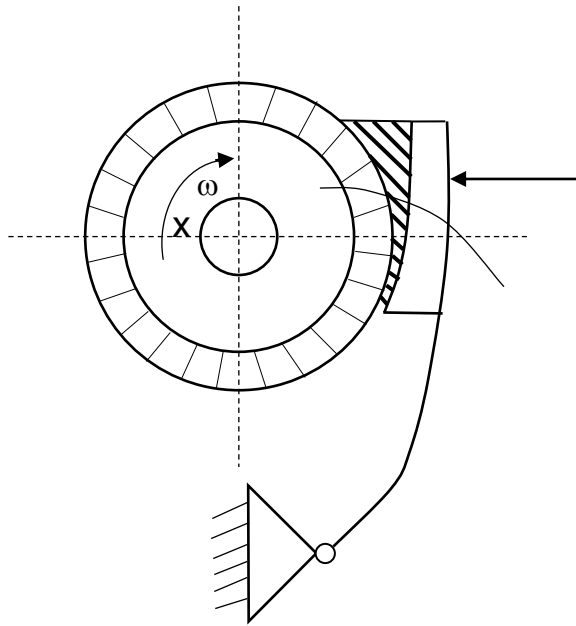


Fig. 4.5 Cuplă de frecare Tipul I , Grupa 2 (tambur – sabot de frână)

- **Grupa 3** – la care condițiile de uzare sunt variabile pentru toate punctele ambelor piese (cuple inferioare, Fig. 4.6).

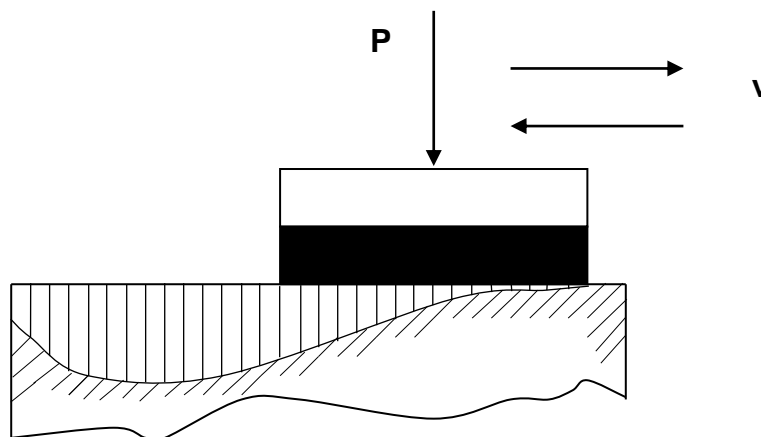


Fig 4.6 Cuplă de frecare Tipul II, Grupa 3

CAPITOLUL IV

- **Grupa 4** – la care condițiile de uzare sunt variabile pentru toate punctele ambelor piese (cuple superioare, Fig. 4.7).

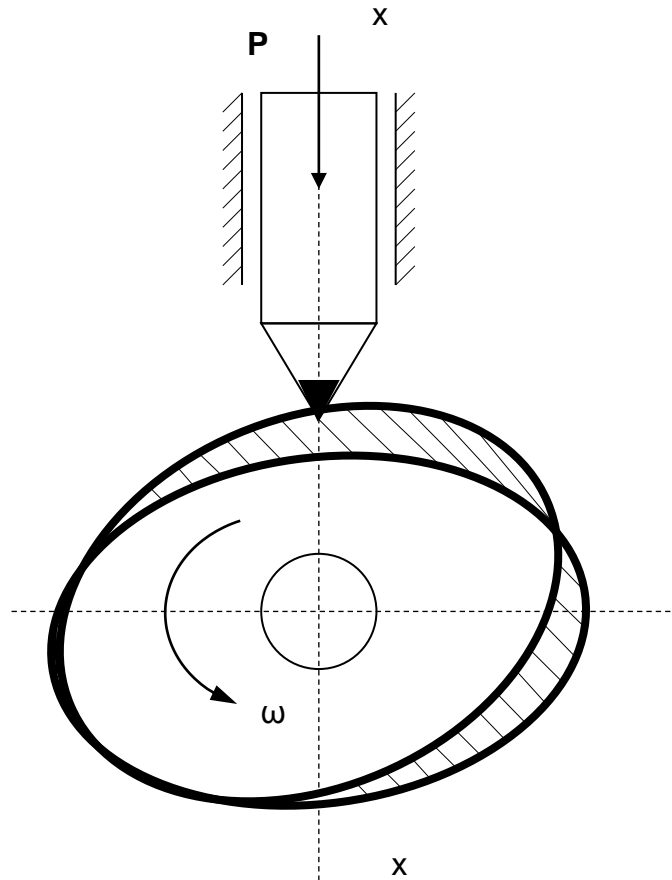


Fig. 4.7 Cuplă de frecare Tipul I, Grupa 4 (camă-tachet)

- **Grupa 5** – la care suprafața unei piese vine în contact cu un mediu solid (de exemplu, piesa de prelucrat prin așchiere). În aceste cazuri se examinează uzura unei singure piese (suprafețe) funcție de solicitări și vitezele de lucru (sculă așchietoare, brăzdar de plug, etc.).

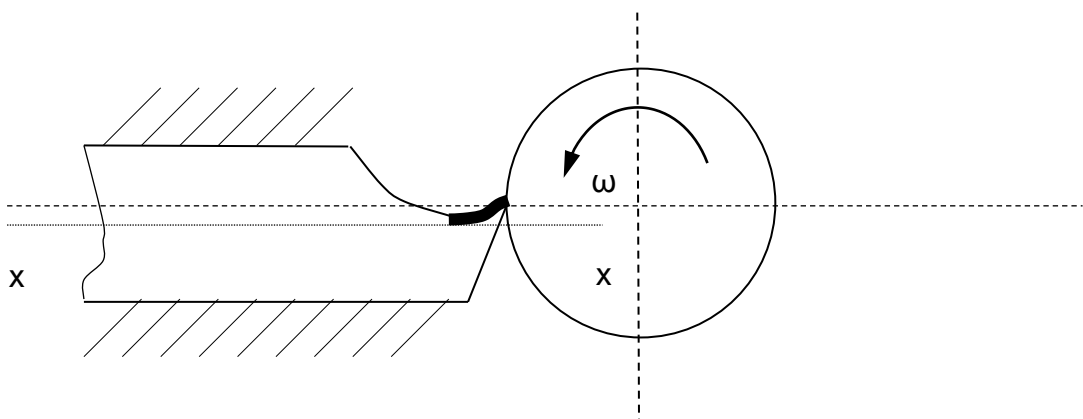


Fig. 4.8 Cuplă de frecare Tipul I, Grupa 5 (sculă așchietoare)

4.2 Calculul la uzură al cuplelor cinematice

4.2.1 Condiția de tangență a suprafețelor

Caracteristica principală a uzurii unei piese o constituie *uzura liniară* măsurată pe direcția perpendiculară pe suprafața de frecare, (Militaru 1987); (Pavelescu 1985).

Modificarea poziției relative a pieselor din cuplele cinematice, ca urmare a uzurii, poartă numele de *uzura cuplei cinematice*.

Funcție de tipul cuplei cinematice, uzura suprafețelor aflate în contact, respectiv direcția de apropiere posibilă după uzare sunt prezentate următoarele cazuri tipice:

a) *Cazul în care piesele cuplei se află în mișcare de rotație în raport cu o axă oarecare pentru care este cunoscută direcția de apropiere posibilă a suprafețelor.*

În acest caz uzura cuplei este caracterizată de mărimea “ U_{1-2} “, adică mărimea apropierii relative apieslor uzate “ 1-2 “ pe direcția cunoscută “ $x-x'$ “. Având în vedere că piesele se pot apropia numai pe această direcție, suma uzurilor pieselor măsurată pe direcția “ $x-x'$ “, trebuie să fie constantă și egală cu uzura cuplei.

$$U_{x_1} + U_{x_2} = U_{1-2} = \text{constant} \quad (4.1)$$

Observație:

- relația 4.1 se mai numește și *condiția de tangență a suprafețelor*, arătând în fapt că pentru orice formă a suprafețelor uzate ale pieselor există un contact perfect între ele.

Notând “ α “ unghiul dintre normala la suprafața de frecare și direcția “ $x-x$ “ rezultă “ U_{1-2} “ uzura liniară a cuplei cinematice respectiv “ γ_{1-2} “ viteza de uzare a cuplei:

$$\left. \begin{aligned} U_{1-2} &= \frac{U_1 + U_2}{\cos \alpha} \\ \gamma_{1-2} &= \frac{\gamma_1 + \gamma_2}{\cos \alpha} \end{aligned} \right\} \quad (4.2)$$

CAPITOLUL IV

unde U_1 și U_2 – uzura liniară a pieselor într-un punct oarecare măsurat pe direcția normalei la suprafața de frecare

γ_1 și γ_2 – vitezele de uzare ale pieselor în punctul dat

b) *Cazul în care direcția de apropiere reciprocă a pieselor nu este impusă și poziția relativă în timpul funcționării depinde de caracterul forțelor ce acționează și forma suprafețelor uzate (se produce așezarea lor automată).*

Cazul tipic este cel al *cuplei arbore-lagăr de alunecare*. Din cauza uzurii în timpul funcționării arborele își modifică poziția în lagăr (datorită deplasării în jos a axei și îmbinării acesteia), uzura cuplei fiind determinată de doi parametri, deplasarea unui punct oarecare al axei arborelui respectiv unghiul de înclinare al axei, sau de doi parametri liniari " U'_{1-2} " și " U''_{1-2} " ce determină uzura cuplei.

Uzurile " U'_{1-2} " și " U''_{1-2} " se măsoară pe direcția perpendiculară față de poziția inițială a axei de rotație fără a se ține cont de unghiul axei arborelui cu valoare foarte mică.

Pentru un punct situat la o distanță " l ", zona de pătrundere reciprocă este un trapez rezultând relația între uzura îmbinării (" U'_{1-2} " și " U''_{1-2} ") și uzura pieselor cuplei (" U_1 " și " U_2 "):

$$U_1 + U_2 = U'_{1-2} \left(1 - \frac{l}{l_0} \right) + U''_{1-2} \frac{l}{l_0} \quad (4.3)$$

unde " l_0 " – distanța dintre punctele caracterizate prin uzurile liniare " U'_{1-2} " și " U''_{1-2} "

c) *Cazul în care uzurile " U'_{1-2} " și " U''_{1-2} " depind de poziția relativă a pieselor cuplei " L ".*

În acest caz la uzura ghidajelor în mișcare rectilinie pentru fiecare ghidaj se respectă relația (4.3). Întrucât zona de pătrundere reciprocă își modifică atât

dimensiunile cât și forma funcție de poziția pieselor, atunci uzura cuplei (pe porțiunea considerată) va fi caracterizată de două curbe “ $U'_{1-2}(L)$ “ și “ $U''_{1-2}(L)$ “.

Observație:

- cele două curbe “ $U'_{1-2}(L)$ “ și “ $U''_{1-2}(L)$ “ se raportează spre exemplu la pozițiile limită ale unui cărucior ce se deplasează pe ghidaje, curbele determinând poziția căruciorului în raport cu ghidajele, coborârea și înclinarea sa în orice punct de contact.

4.2.2 Principii și etape utilizate în calculul la uzură al cuplelor cinematice

a) Principii de calcul la uzură

Calculul la uzură al cuplelor cinematice se abordează în două moduri:

a₁) Calculul după presiunile de pe suprafețele de frecare

Acest tip de calcul compară valorile presiunilor (medii sau maxime) ce acționează pe suprafața de frecare cu valorile admisibile. În acest mod se proiectează lagărele de alunecare, ghidajele mașinilor-unelte, piulițele șuruburilor conducătoare.

a₂) Calculul mărimii uzurii și determinarea formei suprafeței uzate

Acest tip de calcul determină uzura suprafețelor în fiecare punct, distribuția presiunilor pe suprafețele de frecare și variația poziției reciproce a suprafețelor pieselor cuplei în urma procesului de uzare. Pentru efectuarea calculelor trebuie cunoscute pe lângă caracteristicile dimensionale ale cuplei, sarcinile, vitezele de alunecare și legile specifice procesului de uzare a cuplei. Calculele permit aprecierea *durabilității* și *fiabilității* cuplelor precum și principalele moduri de mărire a rezistenței la uzură.

b) Etape de calcul la uzură

Se consideră cupla cinematică din figura 4.9. Cunoașterea legilor uzării pentru cupla respectivă presupune determinarea raportului vitezelor de uzare a materialelor cuplei (γ_1 și γ_2), presiunea de pe suprafața de frecare (p) și viteza de alunecare relativă (v) sub forma unei relații de tipul (4.4)

CAPITOLUL IV

$$\gamma = f(p, v) \quad (4.4)$$

Etapa 1. Determinarea distribuției presiunilor pe suprafața de contact

- se calculează viteza liniară “ v ” a fiecărui punct de coordonate (ρ, x):

$$v = 2\pi\rho v \quad (4.5)$$

unde “ v ” – frecvența de rotație a unei piese în raport cu cealaltă

- se calculează vitezele de uzare a fiecărei piese și a cuplei cinematice, care au forma generală conform relațiilor (4.6) respectiv (4.7):

$$\left. \begin{aligned} \gamma_1 &= f_1(p, \rho) \\ \gamma_2 &= f_2(p, \rho) \end{aligned} \right\} \quad (4.6)$$

$$\gamma_{1-2} = F_1(p, \rho) \quad (4.7)$$

- se calculează distribuția presiunilor conform relației (4.8), ținând cont că pentru întreaga cuplă cinematică “ $\gamma_{1-2} = \text{constant}$ ”.

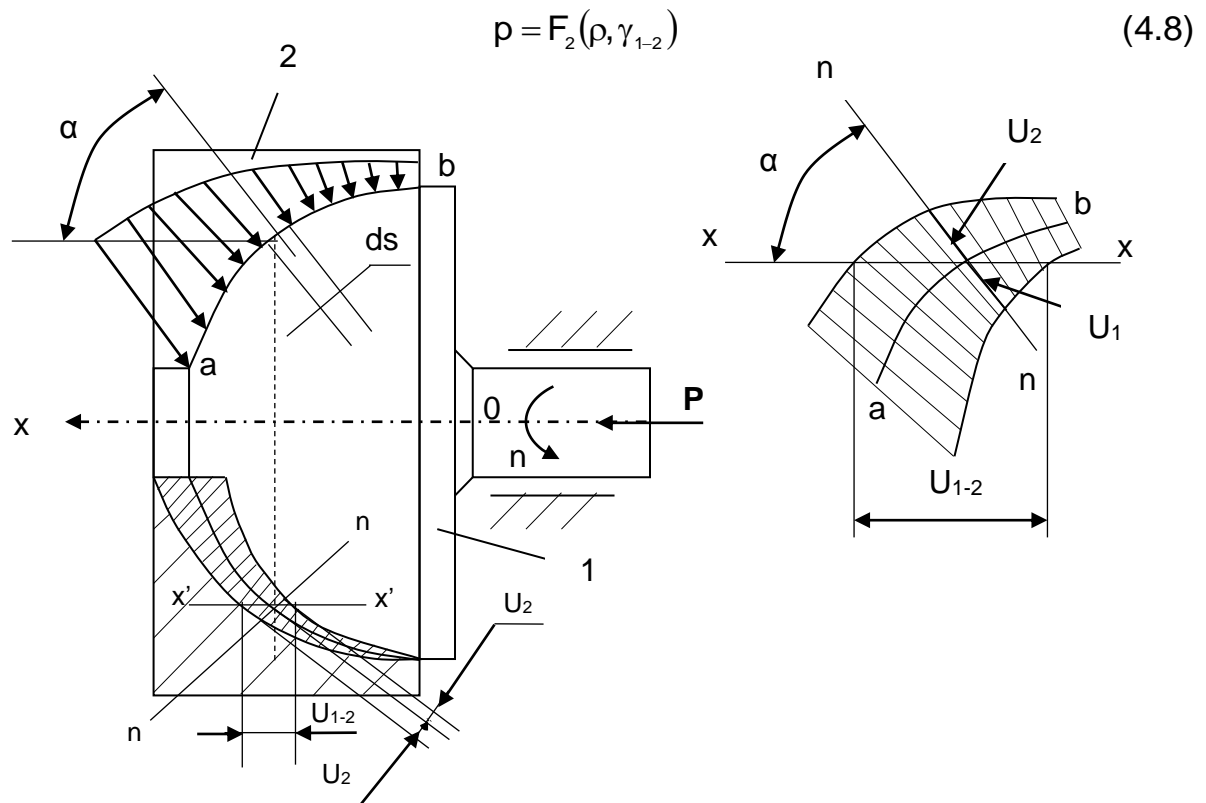


Fig. 4.9 Schemă pentru determinarea parametrilor cuplei uzate, (Militaru 1987)

CAPITOLUL IV

Etapa 2. Determinarea uzurii cuplei

- se pornește de la dependența sarcinii (forței exterioare) “ P “ de presiunea “ p “ distribuită pe suprafața de frecare “ S “ conform relației (4.9)

$$P = \int_S p \cdot \cos \alpha \cdot dS = \int_S F_2(p, \gamma_{1-2}) \cos \alpha \cdot dS \quad (4.9)$$

- prin integrarea relației (4.9) se obține dependența vitezei de uzare funcție de regimul de lucru al cuplei (P , γ).

$$\gamma_{1-2} = F_3(P, \gamma) \quad (4.10)$$

- se determină valorile lui “ p “ cu relația (4.8)
- se calculează uzura cuplei funcție de timp:

$$U_{1-2} = \gamma_{1-2} \cdot t \quad (4.11)$$

Etapa 3. Determinarea formei suprafeței uzate

În această etapă se ține cont de “ γ_1 “ și “ γ_2 “ (determinate în prealabil), de uzurile liniare ale suprafețelor de frecare (care depind de “ ρ “), de parametrii geometrici ai îmbinării, de regimul de lucru și de caracteristicile materialelor pieselor cuplei.

4.2.3 Calculul la uzură al suprafețelor conice

Pentru cuplele cinematice din *Grupa 1* (suprafețe conice), vitezele de uzare ale pieselor cuplei sunt date în relațiile (2.12):

$$\left. \begin{aligned} \gamma_1 &= k_1 \cdot p^m \cdot v \\ \gamma_2 &= k_2 \cdot p^m \cdot v \end{aligned} \right\} \quad (4.12)$$

unde : k_1, k_2, m – constante ce depind de regimul de lucru și materialele pieselor cuplei

Fie cupla din Fig. 4.10, caracterizată de apropierea relativă a pieselor “ 1 “ și “ 2 “ pe direcția “ x-x “ , adică uzura cuplei “ U_{1-2} “ .

CAPITOLUL IV

Se consideră originea axelor de coordonate "O" în vârful conului, axa "y" fiind luată după generatoare.

Viteza de alunecare relativă într-un punct dat al suprafeței de frecare, conform relației generale (4.5) este dată în relația (4.13):

$$v = 2\pi r \nu = 2\pi \nu y \cos \alpha \quad (4.13)$$

În mod corespunzător relațiile (4.12) devin:

$$\left. \begin{aligned} \gamma_1 &= k_1 \cdot p^m \cdot 2\pi \nu y \cos \alpha \\ \gamma_2 &= k_2 \cdot p^m \cdot 2\pi \nu y \cos \alpha \end{aligned} \right\} \quad (4.14)$$

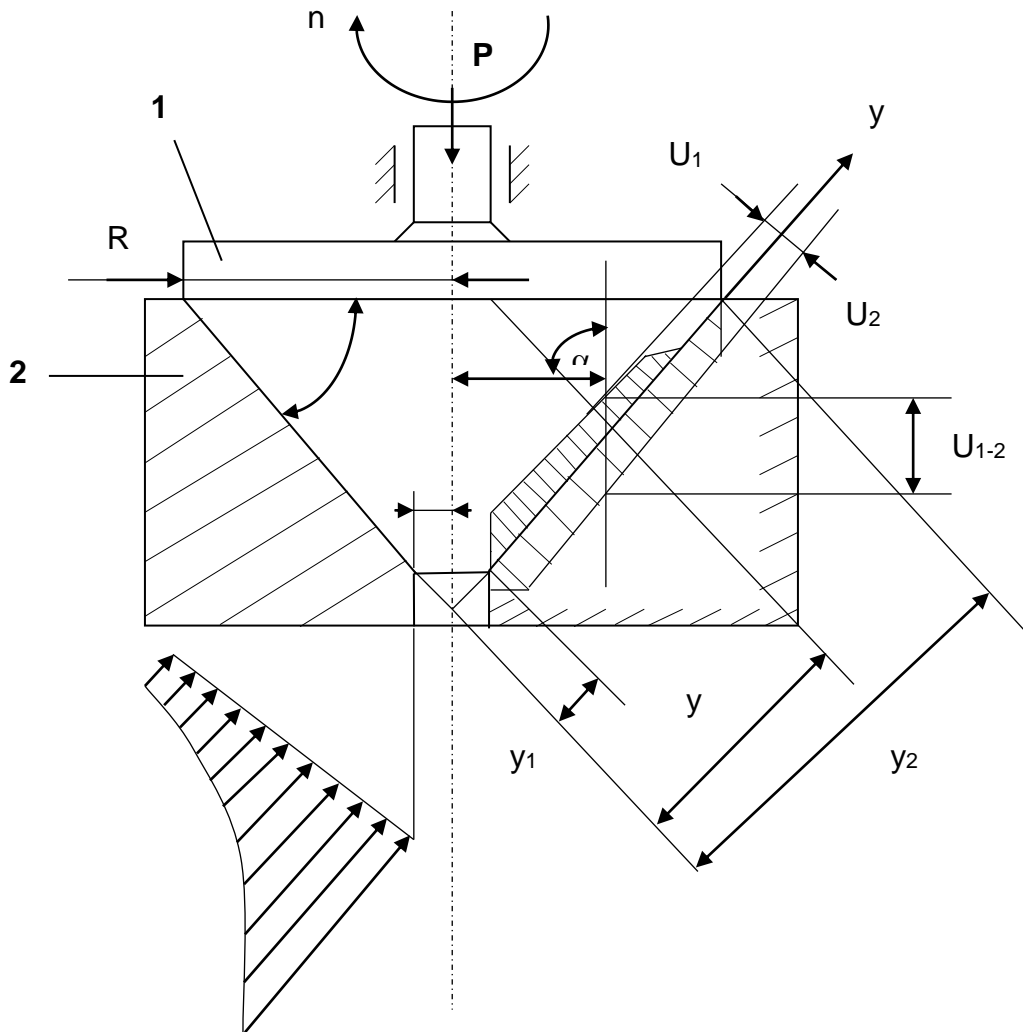


Fig. 4.10 Schema de calcul la uzură pentru suprafețele conice

CAPITOLUL IV

Se pune condiția de tangență (4.15) rezultând relația (4.16)

$$\gamma_{1-2} = \frac{\gamma_1 + \gamma_2}{\cos \alpha} \quad (4.15)$$

Din relația (4.16) rezultă presiunea “ $p=f(y)$ “, conform relației (4.17), care este neuniform distribuită pe suprafața de frecare. În secțiune axială, epura presiunilor are o formă hiperbolică.

$$\gamma_{1-2} = (k_1 + k_2) \cdot 2\pi v \cdot y \cdot p^m \quad (4.16)$$

$$p = \sqrt[m]{\frac{\gamma_{1-2}}{2\pi v (k_1 + k_2) y}} \quad (4.17)$$

Se consideră relația (4.9) și se înlocuiesc parametrii corespunzători din figura 4.10:

$$P = \int_S p \cdot \cos \alpha \cdot dS = 2\pi \int_{y_1}^{y_2} p \cdot \rho \cdot \cos \alpha \cdot dy = 2\pi \cos^2 \alpha \int_{y_1}^{y_2} p \cdot y \cdot dy \quad (4.18)$$

$$\text{unde } y_1 = \frac{r}{\cos \alpha}, \quad y_2 = \frac{R}{\cos \alpha}, \quad \rho = y \cdot \cos \alpha$$

Se înlocuiește “ p “ din relația (4.17) și se rezolvă ecuația în raport cu “ γ_{1-2} “ (viteza de uzare a cuplei):

$$\gamma_{1-2} = \frac{k_1 + k_2}{\cos \alpha} \left[\frac{\left(2 - \frac{1}{m}\right) \cdot p}{2 \left(R^{2-\frac{1}{m}} - r^{2-\frac{1}{m}}\right)} \right]^m 2\pi v \quad (4.19)$$

$$\left. \begin{aligned} U_1 &= \gamma_1 \cdot t \\ U_2 &= \gamma_2 \cdot t \end{aligned} \right\} \quad (4.20)$$

CAPITOLUL IV

Valoarea vitezei de uzare este constantă (pentru condițiile date) iar uzura cuplei este variabilă în conform relației (4.11). Ținând cont de relațiile (4.10) și (4.20) rezultă relația (4.21) din care reiese că uzurile “ U_1 ” și “ U_2 ” sunt independente de “ y ” și deci sunt uniform distribuite pe suprafața de frecare.

$$\left. \begin{aligned} U_1 &= \gamma_{1-2} \cdot t \cdot \frac{k_1 \cos \alpha}{k_1 + k_2} \\ U_2 &= \gamma_{1-2} \cdot t \cdot \frac{k_2 \cos \alpha}{k_1 + k_2} \end{aligned} \right\} \quad (4.21)$$

Observații:

- în cazul *cuplelor sferice* de rază “ R ” solicitate central, viteza periferică “ v ” pe suprafața de frecare este dată de relația (4.22):

$$v = 2\pi R v \cos \alpha \quad (4.22)$$

unde “ α ” este unghiul dintre axa de rotație și raza vectorială a punctului dat

- în cazul în care “ $m=1$ ”, pentru cuplele sferice, valoarea presiunii “ p ” este dată de relația (4.23):

$$p = \frac{\gamma_{1-2}}{2\pi v \cdot (k_1 + k_2) \cdot R} \cdot \operatorname{ctg} \alpha \quad (4.23)$$

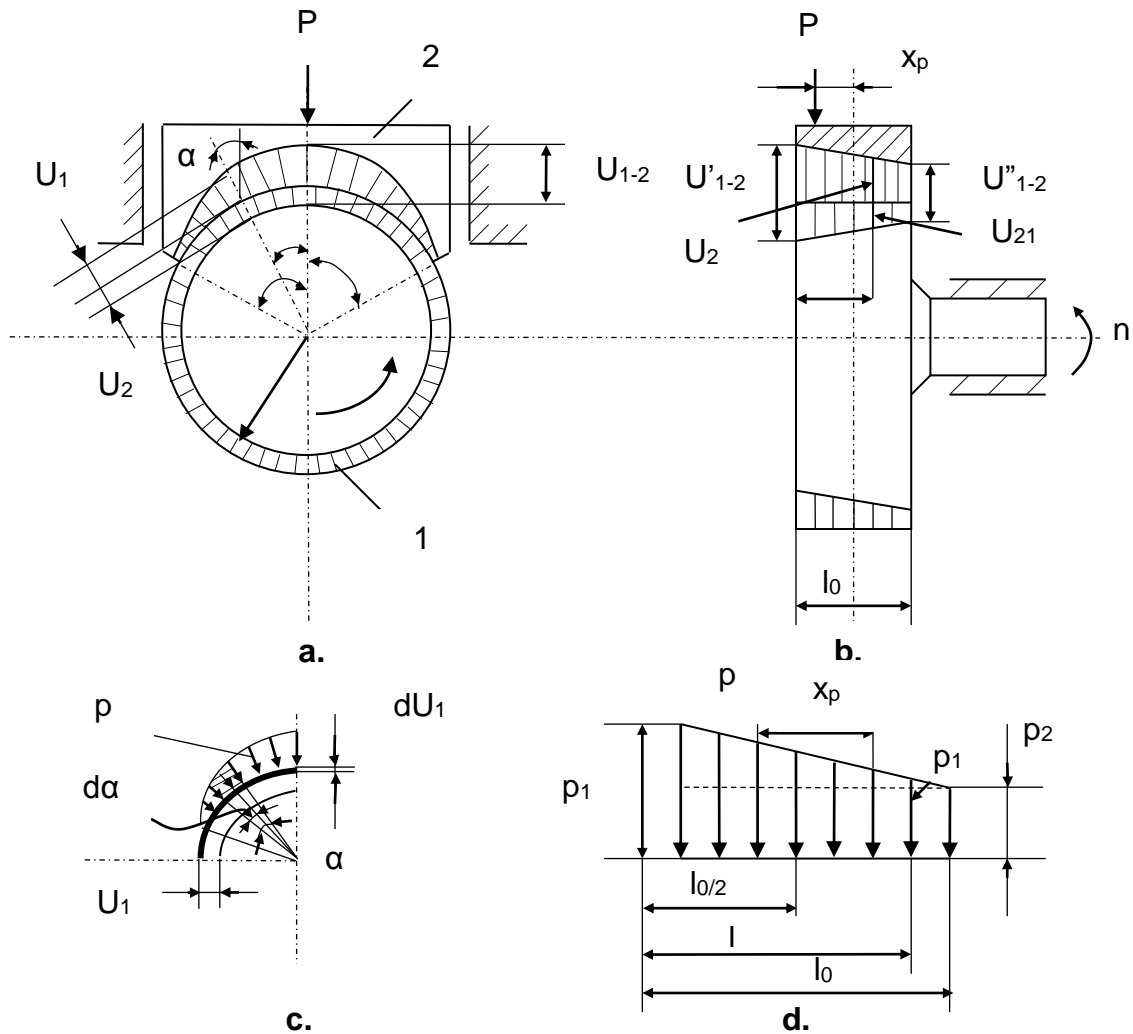
- uzura cuplei sferice este dată de relația (4.24):

$$U_{1-2} = \gamma_{1-2} \cdot t = \frac{4P \cdot v \cdot (k_1 + k_2)}{R \cdot (\sin 2\alpha_2 + 2\alpha_2 - \sin 2\alpha_1 + 2\alpha_1)} \cdot t \quad (4.24)$$

unde: “ α_1 ” și “ α_2 ” sunt limitele de variație a unghiului “ α ” și sunt date în radiani

4.2.4 Calculul la uzură al cuplei cilindru-sabot

Pentru cuplele cinematice din *Tipul I, Grupa 1* (cilindru-sabot), caracterizarea formei suprafeței uzate impune studierea a două secțiuni axiale perpendiculare. Fie cupla din Fig. 4.11 în care cilindrul se rotește, sabotul se deplasează pe ghidaje (care împiedică rotirea cilindrului sub acțiunea forțelor de frecare) și $m=1$.



- a. în secțiune transversală
- b. în secțiune longitudinală
- c. pe elementul de suprafață circulară
- d. în lungul generatoarei

Fig. 4.11 Schema de calcul la uzură pentru cupla cilindru-sabot

CAPITOLUL IV

Viteza periferică pe suprafața de frecare este constantă conform relației (4.25), iar viteza de uzare a sabotului este dată în relația (4.26).

$$v = 2\pi v R = \text{constant} \quad (4.25)$$

$$\gamma_2 = \gamma_{1-2} \cos \alpha - \gamma_1 \quad (4.26)$$

Având în vedere că “ $m=1$ ” și “ $\gamma_2 = pvk_2$ ” rezultă valoarea presiunii funcție de unghiul “ α ”:

$$p = \frac{\gamma_{1-2} \cos \alpha - \gamma_1}{k_2 v} \quad (4.27)$$

unde: $-\alpha_0 \leq \alpha \leq +\alpha_0$; $k_2, v, \gamma_{1-2}, \gamma_1$ – constante de material

Relația dintre sarcina “ P ” și presiune este:

$$P = R \cdot l_0 \int_{-\alpha_0}^{+\alpha_0} p \cdot \cos \alpha \cdot d\alpha = R \cdot l_0 \int_{-\alpha_0}^{+\alpha_0} \frac{\gamma_{1-2} \cos \alpha - \gamma_1}{k_2 v} \cos \alpha \cdot d\alpha \quad (4.28)$$

unde: $dS = l_0 \cdot R \cdot d\alpha_0$; l_0 – lățimea sabotului

Prin integrarea relației (4.28) rezultă relația (4.29):

$$P = \frac{\left[\gamma_{1-2} \left(\frac{1}{2} \sin 2\alpha_0 + \alpha_0 \right) - \gamma_1 \sin 2\alpha_0 \right] \cdot R \cdot l_0}{k_2 v} \quad (4.29)$$

Se examinează uzura cilindrului (1), care are loc la rotirea acestuia cu unghiul elementar “ $d\alpha$ ” (Fig. 4.11 c.):

$$dU_1 = k_1 \cdot p \cdot v \cdot dt \quad (4.30)$$

unde “ dU_1 ” – variația uzurii liniare în timpul elementar “ dt ”.

CAPITOLUL IV

Având în vedere că timpul de elementar de uzură “ dt “ pe porțiunea “ dα “ este mai mic decât timpul general de uzare “ t “ corespunzător circumferinței “ 2π “ rezultă:

$$dt = \frac{t \cdot d\alpha}{2\pi} \quad (4.31)$$

Înlocuind relația (4.31) în relația (4.30) rezultă:

$$dU_1 = k_1 \cdot p \cdot v \cdot t \cdot \frac{d\alpha}{2\pi} \quad (4.32)$$

Conform relației (4.32) rezultă relația (4.33):

$$\gamma_1 = \frac{U_1}{t} \quad (4.33)$$

$$d\gamma_1 = \frac{k_1 \cdot p \cdot v}{2\pi} \cdot d\alpha \Rightarrow \gamma_1 = \frac{k_1 \cdot v}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} p \cdot d\alpha \quad (4.34)$$

Înlocuind în relația (4.34) valoarea lui “ p “ din relația (4.27) rezultă:

$$\gamma_1 = \gamma_{1-2} \frac{k_1 \sin \alpha_0}{k_2 + \alpha_0 \cdot k_1} \quad (4.35)$$

Observație:

- relația (4.35) arată că uzura este uniform distribuită pe suprafața cilindrului rotitor (“ γ₁ “ nu depinde de “ α “).

Viteza de uzare a cuplei “ γ₁₋₂ “ se obține înlocuind relația (4.35) în relația (4.29):

$$\gamma_{1-2} = \frac{2\pi \cdot k_2 \cdot P \cdot v}{I_0 \left(\frac{1}{2} \sin 2\alpha_0 + \alpha_0 - k_1 \frac{\sin \alpha_0}{\pi k_2 + \alpha_0 k_1} \right)} \quad (4.36)$$

CAPITOLUL IV

Prin amplificarea fracției din relația (4.36) cu “ R “ și notând cu “ A “ coeficientul ce depinde de “ α_0 “ , “ k_1 “ și “ k_2 “ rezultă relația (4.37):

$$\gamma_{1-2} = A \cdot p_{\text{med}} \cdot v \quad (4.37)$$

unde: $p_{\text{med}} = \frac{P}{2l_0R}$ - presiunea medie pe suprafața uzată

Uzurile liniare pentru cilindru respectiv sabot sunt date în relațiile (4.38):

$$\left. \begin{aligned} U_1 &= \gamma_{1-2} \cdot t \cdot k_1 \frac{\sin \alpha_0}{\alpha_0 \cdot k_1 + \pi k_2} \\ U_2 &= \gamma_{1-2} \left(\cos \alpha - k_1 \frac{\sin \alpha_0}{\alpha_0 \cdot k_1 + \pi k_2} \right) \cdot t \end{aligned} \right\} \quad (4.38)$$

Observații:

- relația (4.38) arată că uzura cilindrului “ U_1 “ este uniform distribuită pe suprafața de frecare.
- relația (4.38) arată că uzura sabotului “ U_2 “ depinde unghiul “ α “ fiind maximă pentru “ α_0 “.
- relațiile (4.35) și (4.38) permit studierea uzurii în secțiune transversală.

Calculul uzurii în secțiune longitudinală se face pornind de la cazul în care sabotul se așează automat pe cilindru (fără uzura ghidajelor) și definind intensitatea sarcinii pe unitatea de lungime a sabotului “ P/l_0 “.

Uzura cuplei în secțiune longitudinală se determină cu relațiile (4.39) iar viteza de uzare a cuplei cu relația (4.40):

$$\left. \begin{aligned} U'_{1-2} &= \gamma'_{1-2} \cdot t \\ U''_{1-2} &= \gamma''_{1-2} \cdot t \end{aligned} \right\} \quad (4.39)$$

$$\gamma_{1-2} = \gamma_1 + \gamma_2 = \gamma'_{1-2} \left(1 - \frac{l}{l_0} \right) + \gamma''_{1-2} \frac{l}{l_0} \quad (4.40)$$

CAPITOLUL IV

Observații:

$$\text{pentru } l = 0 \Rightarrow \gamma_1 + \gamma_2 = \gamma'_{1-2} \quad (4.41)$$

$$\text{pentru } l = l_0 \Rightarrow \gamma_1 + \gamma_2 = \gamma''_{1-2} \quad (4.42)$$

Notând “ P_l ” forța ce revine pe unitatea de lungime din secțiunea dată (Fig. 4.11 d.) rezultă:

$$\gamma_{1-2} = \frac{P_l}{A} \Rightarrow P_l = A \cdot \left[\gamma'_{1-2} - (\gamma'_{1-2} - \gamma''_{1-2}) \frac{l}{l_0} \right] \quad (4.43)$$

Observație:

- relația (4.43) arată că distribuția presiunilor pe direcția transversală a sabotului este liniară și deplinde de “ l ”.

Întrucât forța “ P ” se aplică excentric (la distanța “ x_P ”), atunci forța “ P_l ” situată la distanța “ l ” este dată în relația (4.44) iar uzura cuplei în relația (4.45):

$$P_l = \left(1 + 6 \frac{x_P \cdot l}{l_0} - 12 \frac{x_P \cdot l^2}{l_0^2} \right) \cdot \frac{P}{l_0} \quad (4.44)$$

$$\gamma_{1-2} = \frac{P \cdot (l_0^2 + 6x_P \cdot l_0 - 12x_P \cdot l)}{l_0^3 \left(\frac{1}{2} \sin 2\alpha_0 + \alpha_0 - k_1 \frac{\sin \alpha_0}{\pi k_2 + \alpha_0 \cdot k_1} \right)} \cdot 2\pi \cdot k_2 \cdot v \quad (4.45)$$

Observații:

- dacă “ $x_P = 0$ ” (adică forța este aplicată central) se obține relația (4.36)
- valorile “ γ'_{1-2} ” respectiv “ γ''_{1-2} ” se obțin din relația (4.40) pentru “ $l = 0$ ” respectiv “ $l = l_0$ ”.
- Pentru cazul general, determinarea analitică a presiunii în orice punct al suprafeței de frecare se face conform relației (4.46) și este maximă atunci când “ $\alpha = 0$ ” și “ $l = 0$ ”.

$$p = \frac{P}{R \cdot l_0^3} \cdot \frac{(l_0^2 + 6x_p \cdot l_0 - 12x_p \cdot l) \cdot [(\alpha_0 \cdot k_1 + \pi k_2) \cdot \cos \alpha - k_1 \cdot \sin \alpha_0]}{\left(\frac{1}{2} \sin 2\alpha_0 + \alpha_0\right) \cdot (\alpha_0 \cdot k_1 + \pi k_2) - k_1} \quad (4.46)$$

4.2.5 Calculul la uzură al cuplei arbore-lagăr de alunecare

Acest caz reprezintă un caz particular al § 4.2.4 atunci când “ $\alpha_0 = \pi/2$ ” și poate fi studiat în cazul frecării uscate sau a ungerii la limită (Fig. 4.12).

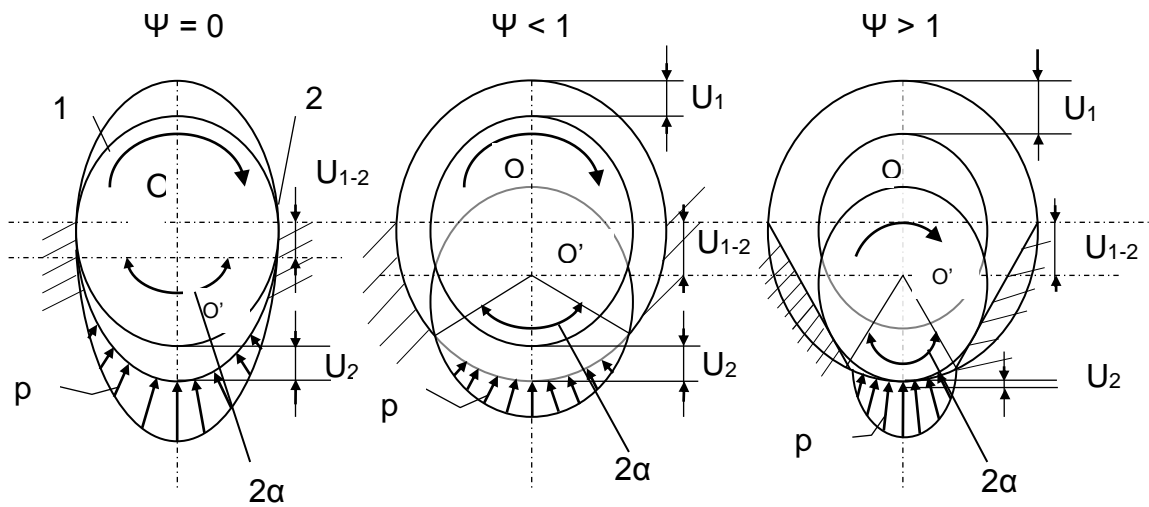


Fig 4.12 Schema de calcul la uzură pentru cupla arbore-lagăr de alunecare

Dacă “ $x_p = 0$ ” relația (2.46) devine:

$$p = \frac{P}{R \cdot l_0} = \frac{\pi \cos \alpha \cdot \left(\frac{1}{2} k_1 + k_2\right) - k_1}{\frac{1}{2} \pi \cdot \left(\frac{1}{2} k_1 + k_2\right) - k_1} \quad (4.47)$$

În cazul în care unghiul “ α ” are valoarea din relația (2.48) atunci “ $p=0$ ”:

$$\alpha = \arccos \frac{k_1}{\pi \cdot \left(\frac{1}{2} k_1 + k_2\right)} = \arccos \frac{2\Psi}{\pi \cdot (\Psi + 2)} \quad (4.48)$$

CAPITOLUL IV

unde $\Psi = \frac{k_1}{k_2}$ - raportul coeficienților de uzare a materialelor arborelui și lagărului

Observații:

- conform relației (2.48) “ $p=0$ “ dacă “ $\alpha < 90^\circ$ “ , respectiv distribuția presiunilor nu este repartizată pe toată semicircumferința arborelui.
- dacă “ $k_1=0$ “ , “ $\psi=0$ “ , “ $m=1$ “ atunci “ $2\alpha=180^\circ$ “ iar distribuția presiunilor specifice este dată în relația (2.49):

$$p = \frac{P}{R \cdot l_0} \cdot \frac{2}{\pi} \cos \alpha = p_{\text{med}} \cdot \frac{4}{\pi} \cos \alpha \quad (4.49)$$

- dacă “ $\Psi \neq 0$ “ și “ $\Psi < 1$ “ , uzura lagărului este mai mare decât cea a arborelui (ex. $\Psi=0,3 \Rightarrow 2\alpha=179^\circ$).
- dacă “ $\Psi \neq 0$ “ și “ $\Psi < 1$ “ , uzura arborelui și lagărului sunt mai mici (ex. $\Psi=3 \Rightarrow 2\alpha=135^\circ$).
- cazul precedent este corespunzător din punct de vedere al vitezei de uzare a cuplei dar este mai puțin favorabil din punct de vedere al contactului.

4.2.6. Calculul la uzură al ghidajelor de alunecare prin translație

Aceste tipuri de cuple fac parte din *Grupa 3*, forma suprafețelor uzate de-a lungul ghidajelor influențând puternic precizia de prelucrare a mașini; o-unelte din componența cărora fac parte.

Se fac următoarele ipoteze de calcul:

- uzura este direct proporțională cu drumul de frecare și presiunea de contact:

$$\left. \begin{aligned} U_1 &= k_1 \cdot p \cdot s \\ U_2 &= k_2 \cdot p \cdot s \end{aligned} \right\} \quad (4.50)$$

unde: U_1 - uzura ghidajelor batiului

U_2 - uzura ghidajelor căruciorului (părții mobile)

CAPITOLUL IV

s - drumul de frecare

p - presiunea de contact

- distribuția inițială a presiunilor la uzare se menține
- curba de distribuție a deplasării piesei mobile de-a lungul ghidajelor (modul de încărcare a mașinii-unelte) este presupusă cunoscută.

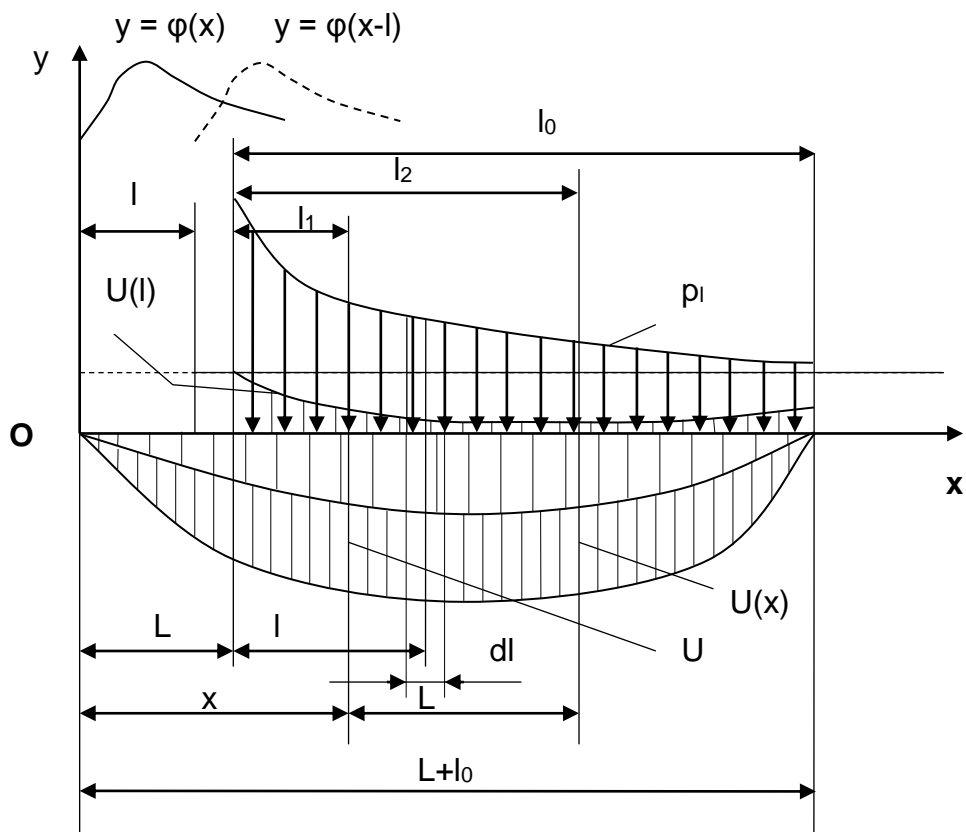


Fig. 4.13 Schema pentru calculul formei suprafeței uzate a ghidajelor de alunecare prin translație

Se fac următoarele notații, conform figurii 4.13:

- $U(x)$ – mărimea uzurii liniare “ U ” a ghidajelor batiului la lungimea “ x ” pentru “ $0 \leq x \leq (L+l_0)$ ”.
- $U(l)$ – mărimea uzurii liniare “ U ” a ghidajelor părții mobile la lungimea “ l ” pentru “ $0 \leq l \leq l_0$ ”.
- l – cursa maximă a părții mobile.
- l_0 – lungimea ghidajelor părții mobile.

CAPITOLUL IV

- s – drumul de frecare parcurs de fiecare punct al părții mobile.
- k_i [$\mu\text{m}\cdot\text{cm}^2/\text{daN}\cdot\text{km}$] – coeficientul de uzură ce exprimă mărimea uzurii liniare în “ μm ”, sub acțiunea presiunii de “ 1 daN ”, pe lungimea drumului de frecare de “ 1 km ”, pentru cuplul de materiale ales în condițiile prescrise; $i=1,2$.
- în cazul cuplei ghidaj-parte mobilă: “ k_1 ” este coeficientul de uzură al materialului ghidajelor batiului iar “ k_2 ” este coeficientul de uzură al materialului ghidajelor părții mobile.

Curba de distribuție a uzurii are aceeași formă cu cea a presiunii conform relației (4.51):

$$U(l) = k_2 \cdot s \cdot f(l) \quad (4.51)$$

Fie uzura elementară în punctul “ x ” ce apare ca urmare a presiunii de contact “ $p \cdot dl$ ”:

$$dU = k \cdot s \cdot \varphi(x-l) \cdot f(l) \quad (4.52)$$

Uzura în punctul “ x ” datorată întregii presiuni de contact, pe distanța “ l_1-l_2 ”, este dată în relația (4.53):

$$U(x) = k_1 \cdot s \int_{l_1}^{l_2} \varphi(x-l) \cdot f(l) \cdot dl \quad (4.53)$$

Observații:

- relația (4.52) fiind cu caracter general, particularizările din practică se fac funcție de raportul “ L/l_0 ” (Tab. 4.5), ecuațiile analitice ale uzurii pe cele trei porțiuni respectiv forma ghidajului uzat rezultând și funcție de curba de distribuție “ $\varphi(x)$ ” și distribuția presiunilor “ $f(l)$ ”.
- dacă “ $L > l_0$ ” – strunguri, mașini de alezat.
- dacă “ $L < l_0$ ” – mașini de rectificat, de rabotat, de trezat, de mortezat.
- dacă lungimea ghidajelor batiului este limitată, respectiv partea mobilă depășește ghidajele batiului în timpul funcționării, determinarea formei suprafeței uzate “ $U(x)$ ” se face ținând cont că diagrama presiunilor este funcție și de poziția saniei (ex. șepinguri, strunguri automate).

CAPITOLUL IV

- dacă “ $L > l_0$ “, forma suprafeței uzate este influențată de curba de distribuție “ $\varphi(x)$ “ și mai puțin de diagrama presiunilor, caz în care încărcarea mașinii-unelte trebuie să fie corespunzătoare pentru a asigura o uzură uniformă a ghidajelor.
- dacă “ $L < l_0$ “, forma suprafeței de uzare este influențată în principal de distribuția presiunilor, caz în care se recomandă o diagramă dreptunghiulară a presiunilor pentru a asigura o uzură uniformă.
- forma suprafeței uzate a ghidajelor este o consecință a distribuției lucrului mecanic de frecare consumat pe lungimea ghidajelor.

$\frac{L}{l_0}$	Porțiunea	Limitele porțiunii	Limitele integrării	
			l_1	l_2
> 1	I	$0 \leq x \leq l_0$	0	x
	II	$l_0 \leq x \leq L$	0	l_0
	III	$L \leq x \leq L+l_0$	$x-L$	l_0
< 1	I	$0 \leq x \leq L$	0	x
	II	$L \leq x \leq l_0$	$x-L$	x
	III	$l_0 \leq x \leq l_0+L$	$x-L$	l_0

Tab. 4.5 Limitele de integrare pentru calculul uzurii ghidajelor de alunecare prin translație

4.3 Dinamica uzurii organelor de mașini

Prin *dinamica uzurii*, se înțelege în sens larg, creșterea uzurii funcție de durata de funcționare, variația uzurii pe suprafața de frecare, modificarea proprietăților materialelor în urma frecării, variația uzurii cuplurilor cinematice ca urmare a condițiilor de exploatare, etc.

Ca urmare a multitudinii de factori ce acționează asupra procesului de uzare, acesta poate fi considerat ca un *proces aleatoriu*.

Modelul matematic asociat procesului aleatoriu de uzură impune cunoașterea variației în timp a următoarelor caracteristici:

CAPITOLUL IV

- uzura medie “ δ ”
- viteza de uzură “ v ”
- abaterea medie pătratică “ σ ”
- coeficientul de variație al uzurii “ $v=\sigma/\delta$ ”.

Observații:

- există o puternică legătură de corelație liniară între viteza de uzură și mărimea uzurii acumulate ($\rho \geq 0,7$).
- în condiții normale de funcționare, uzura cuplelor de frecare este un proces aleatoriu cu o dispersie mare a uzurii ($v=0,3,\dots,0,8$).

Pentru modelarea matematică a procesului de uzare trebuie cunoscute și condițiile ce exprimă așteptarea matematică a procesului de uzură considerată ca o componentă nealeatorie, respectiv limitele inferioară și superioară de încredere a procesului.

Observații:

- la stabilirea modelului matematic mai trebuie ținut cont pe lângă caracterul aleatoriu al procesului de uzură al cuplei de frecare în condiții de funcționare normală și de neliniaritatea acumulării uzurii în perioada de rodaj.
- modelele matematice folosite sunt *liniare* sau *neliniare* în care așteptarea matematică este descrisă fie de un polinom (grad 2 sau 3), sau de o funcție exponențială.

Se consideră viteza de uzură funcție de mărimea uzurii acumulate conform relației (4.54):

$$v = \frac{d\delta}{dt} = f(\delta) \quad (4.54)$$

unde t – durata de funcționare a cuplei

Dacă se consideră pentru mărimea uzurii acumulate un polinom, relația (4.54) devine:

CAPITOLUL IV

$$\frac{d\delta}{dt} = f(\delta) = C = k\delta + k_1\delta + \dots + k_{n-1}\delta \quad (4.55)$$

Observații:

- modelul liniar consideră numai primul termen al polinomului, acceptând că viteza de uzură este constantă pe perioada exploatării normale a cuplei.
- modelul prezentat în considerare ia în considerare primii doi termeni ai polinomului din relația (4.55):

$$\frac{d\delta}{dt} = f(\delta) = C + k\delta \Rightarrow t = \int \frac{d\delta}{C + k\delta} = \frac{1}{k}(C + k\delta) + F \quad (4.56)$$

Observații:

- pentru determinarea constantei de integrare " F " se consideră condițiile limită: la " t=-T " \Rightarrow uzura " $\delta=0$ ", " T " fiind durata de funcționare a cuplei (în ore).

$$\left. \begin{aligned} F &= -T - \ln \frac{C}{k} \\ t &= \frac{1}{k \cdot \lg e} \lg \left(1 + \frac{k}{C} \delta \right) - T \end{aligned} \right\} \quad (4.57)$$

Notând $A = \frac{1}{k \cdot \lg e}$ și $B = \frac{k}{C}$ rezultă:

$$t = A \lg(1 + B\delta) - T \quad (4.58)$$

Se efectuează translația axelor de coordonate astfel încât asimptota curbei logaritmice să devină axa absciselor (considerate la distanța " h ").

$$t = A_2 \lg[1 + B_2(\delta + h)] - T_2 \quad (4.59)$$

unde " 2 " – este indicele care corespunde noului sistem de coordonate

Neglijând " 1 " din relația (2.59) se obține:

CAPITOLUL IV

$$t = A_2 \lg B_2 (\delta + h) - T_2 \quad (4.60)$$

Pentru $t=0 \Rightarrow \delta=\delta_0$ și deci relația (4.60) devine:

$$0 = A_2 \lg B_2 (\delta_0 + h) - T_2 \quad (4.61)$$

Scăzând relațiile (4.60) și (4.61) se obține:

$$t = A \lg \frac{\delta + h}{\delta_0 + h} \quad (4.62)$$

unde $A (=A_2)$ – coeficientul de durabilitate al cuplei

h – coeficientul de deplasare al curbei de uzură

Observații:

- pentru determinarea constantelor “ A ” și “ h ” se înlocuiesc variabilele “ t ” și “ h ” pentru două momente de timp (din datele experimentale) , rezolvându-se sistemul de ecuații rezultat.
- coeficientul “ A ” se măsoară în unități de timp și determină forma curbei de uzură.
- coeficientul “ h ” se măsoară în unități de lungime (mm sau μm) și determină poziția curbei față de originea axelor de coordonate.

Fie mărimea medie a uzurii “ $\bar{\delta}_1$ ” corespunzătoare unei durate de funcționare “ t_1 ”. Așteptarea matematică a uzurii “ $\bar{\delta}$ ” este dată în relația (4.63):

$$\bar{\delta} = (\bar{\delta}_1 + h) \cdot 10^{\frac{t-t_1}{A}} - h \quad (4.63)$$

Prin diferențierea relației (2.63) se obține viteza de uzură conform relației (4.64):

$$v = \frac{d\bar{\delta}}{dt} = \frac{\bar{\delta}_1 + h}{A \lg C} \cdot 10^{\frac{t-t_1}{A}} \quad (4.64)$$

CAPITOLUL IV

Având în vedere că relația (4.64) presupune o distribuție normală a uzurii, rezultă următoarele limite de încredere:

$$\begin{cases} \delta'_1 = \bar{\delta}_1 + t_\alpha \sigma_1 \\ \delta''_1 = \bar{\delta}_1 - t_\alpha \sigma_1 \end{cases} \quad (4.65)$$

unde δ'_1 - limita superioară de încredere a procesului de uzură

δ''_1 - limita inferioară de încredere a procesului de uzură

σ_1 - abaterea medie pătratică a uzurii la o durabilitate în exploatare “ t_1 ”.

t_α - coeficient ce depinde de nivelul de încredere (semnificație) adoptat

$$\begin{cases} \delta' = (\bar{\delta}_1 + t_\alpha \sigma_1 + h) \cdot 10^{\frac{t-t_1}{A}} - h \\ \delta'' = (\bar{\delta}_1 - t_\alpha \sigma_1 + h) \cdot 10^{\frac{t-t_1}{A}} - h \end{cases} \quad (4.66)$$

unde δ' - limita superioară curentă de încredere a procesului de uzură

δ'' - limita inferioară curentă de încredere a procesului de uzură

Dacă în relațiile (4.65) și (4.66) pentru “ δ' ” și “ δ'' ” se iau valorile limitei superioare și inferioare de încredere la momentul “ t_2 ”, rezultă pentru constantele “ A ” și “ h ” valorile din relațiile (4.67).

$$\left. \begin{aligned} A &= \frac{t_2 - t_1}{\lg \frac{\sigma_2}{\sigma_1}} \\ h &= \frac{\bar{\delta}_2 - \bar{\delta}_1 \frac{\sigma_2}{\sigma_1}}{\frac{\sigma_2}{\sigma_1} - 1} \end{aligned} \right\} \quad (4.67)$$

unde $\bar{\delta}_2$ - uzura medie la momentul “ t_2 ”.

σ_2 - abaterea medie pătratică la momentul “ t_2 ”.

Observații:

- dacă distribuțiile convenționale ale uzurii nu sunt repartizate normal, fiecare dintre acestea se împarte în două părți diferite ca volum (cu ajutorul medianei “ δ_m ”), fiecare parte considerându-se ca o jumătate de distribuție normală. Pentru fiecare jumătate de distribuție se calculează abaterea medie pătratică respectiv constantele “ A ” și “ h ”, conform relațiilor (4.68).

$$\left. \begin{aligned} A &= \frac{t_2 - t_1}{\lg \frac{\sigma_{2sup} + \sigma_{2inf}}{\sigma_{1sup} + \sigma_{1inf}}} \\ h &= \frac{\delta_{2m} - \delta_{1m} \frac{\sigma_{2sup} + \sigma_{2inf}}{\sigma_{1sup} + \sigma_{1inf}}}{\frac{\sigma_{2sup} + \sigma_{2inf}}{\sigma_{1sup} + \sigma_{1inf}} - 1} \end{aligned} \right\} \quad (4.68)$$

unde:

δ_{1m} ; δ_{2m} - medianele distribuțiilor convenționale ale uzurii

σ_{1sup} ; σ_{2sup} - abaterile pătratice medii pentru jumătățile superioare ale distribuțiilor

σ_{1inf} ; σ_{2inf} - abaterile pătratice medii pentru jumătățile inferioare ale distribuțiilor

- pentru limita superioară de încredere, constantele “ A ” și “ h ” se determină cu relațiile (4.69) iar pentru limita inferioară cu relațiile (4.70):

$$\left. \begin{aligned} A &= \frac{t_2 - t_1}{\lg \frac{\sigma_{2sup}}{\sigma_{1sup}}} \\ h &= \frac{\delta_{2m} - \delta_{1m} \frac{\sigma_{2sup}}{\sigma_{1sup}}}{\frac{\sigma_{2sup}}{\sigma_{1sup}} - 1} \end{aligned} \right\} \quad (4.69)$$

CAPITOLUL IV

- dacă sunt cunoscute uzurile “ δ_1 “ , “ δ_2 “ , “ δ_3 “ corespunzătoare timpilor de funcționare “ t_1 “ , “ t_2 “ , “ t_3 “ , constantele “ A “ și “ h “ se determină cu relațiile (2.71).

$$\left. \begin{aligned} A &= \frac{t_2 - t_1}{\lg \frac{\sigma_{2inf}}{\sigma_{1inf}}} \\ h &= \frac{\delta_{2m} - \delta_{1m} \frac{\sigma_{2inf}}{\sigma_{1inf}}}{\frac{\sigma_{2inf}}{\sigma_{1inf}} - 1} \end{aligned} \right\} \quad (4.70)$$

$$\left. \begin{aligned} A &= \frac{t_3 - t_1}{\lg \left(\frac{\bar{\delta}_3 - \bar{\delta}_2}{\bar{\delta}_2 - \bar{\delta}_1} \right)^2} \\ h &= \frac{\bar{\delta}_2^2 - \bar{\delta}_1 \bar{\delta}_2}{\bar{\delta}_1 + \bar{\delta}_3 - 2\bar{\delta}_2} \end{aligned} \right\} \quad (4.71)$$

- cu valorile “ A “ și “ h “ din relația (4.71) se construiesc curbele experimentale uzurii corespunzătoare la trei momente din timpul de funcționare al cuplei de frecare (metodă indicată atunci când numărul cuplelor este < 15).
- exactitatea curbelor de uzură depinde de eroarea sistematică a măsurării mărimii uzurii, care la rândul ei depinde de exactitatea mijloacelor de măsurare. Eroarea sistematică nu influențează dispersia uzurii ci doar poziția curbei de uzură.
- dispersia uzurii respectiv constantele “ A “ și “ h “ sunt influențate de erorile aleatoare. În acest caz limitele de încredere se calculează cu relațiile (4.72):

$$\left\{ \begin{aligned} \bar{\delta}' &= \left(\bar{\delta}_1 + \frac{t_\alpha \sigma_1}{\sqrt{n}} + h \right) \cdot 10^{\frac{t-t_1}{A}} - h \\ \bar{\delta}'' &= \left(\bar{\delta}_1 - \frac{t_\alpha \sigma_1}{\sqrt{n}} + h \right) \cdot 10^{\frac{t-t_1}{A}} - h \end{aligned} \right. \quad (4.72)$$

4.4 Determinare uzurii maxime admisibile

În scopul determinării durabilității organelor de mașini trebuie stabilită valoarea limită a uzurii admisibile “ δ_{\max} ”.

Criteriile de determinare a uzurii limită sunt:

- în urma uzurii, organul de mașină (sau subansamblul din care acesta face parte) nu mai funcționează.
- uzura se apropie de valorile limită când mașina-unealtă este la limita funcționării (vibrații, temperatură ridicată, uzură masivă a suprafețelor de uzare).
- uzura trece peste limita admisibilă, în mod corespunzător caracteristicile tehnice nu sunt respectate, scade randamentul, scade calitatea pieselor prelucrate, etc.

4.4.1 Cazul pieselor reparabile

În cadrul reparațiilor periodice planificate, trebuie îndeplinită condiția (4.73):

$$\delta_{\text{adm}} \leq \delta_{\text{max}} \quad (4.73)$$

Fie “ T_1 ” perioada dintre două reparații planificate. Se consideră că în această perioadă uzura a crescut cu “ γT_1 ”. Rezultă că valoarea maximă admisibilă a uzurii “ δ_{adm} ” de la care este necesară repararea cuplei uzate (în cadrul reparațiilor periodice) este:

$$\delta_{\text{adm}} = \delta_{\text{max}} - \gamma T_1 \quad (4.74)$$

Având în vedere relația (4.75) rezultă relația (4.76):

$$\gamma = \frac{\delta_{\text{adm}}}{T} \quad (4.75)$$

unde T – timpul de lucru al cuplei până la reparare

$$\delta_{\text{adm}} = \delta_{\text{max}} - \delta_{\text{adm}} \frac{T_1}{T} \Rightarrow \delta_{\text{adm}} = \frac{\delta_{\text{max}}}{1 + \frac{T_1}{T}} = \delta_{\text{max}} \frac{k}{k+1} \quad (4.76)$$

unde $k = \frac{T}{T_1}$ - numărul de reparații

Observație:

- obținerea unei relații analitice pentru “ δ_{\max} ” impune stabilirea legăturii dintre parametrii ce definesc mărimea și forma suprafeței uzate, cu parametrii ce caracterizează precizia de funcționarea mașinii-unelte.

4.4.2 Cazul mecanismelor compuse

În cazul în care mecanismele sunt compuse dintr-un număr mare de cuple cinematice, starea limită se determină punând condiția ca elementul condus să se afle între limitele de toleranță prescrisă.

Uzura “ δ_k ” a celor “ n ” componente ale mecanismului determină modificarea preciziei cinematice a elementului condus (care se poate aprecia prin mărimea raportului de transmitere “ i_k ”), putându-se scrie relația (4.77):

$$\sum_{k=1}^n \delta_k i_k = \Delta + e \quad (4.77)$$

unde Δ - limita de toleranță pentru elementul condus

e - compensarea posibilă a uzurii

Valoarea uzurii limită “ δ_{\max} ” se stabilește fie pentru cupla (piesa) care se uzează cel mai mult fie pentru mai multe cuple (piese) cu condiția “ $\Delta \leq \Delta_{\text{adm}}$ ”.

Considerând că o piesă(cuplă) are o viteză de uzură “ $\gamma_x = \delta_x / T$ ” atunci relația (4.77) devine:

$$\frac{\delta_x}{T} \left(\sum_{k=1}^n \gamma_k i_k \right) = (\Delta + e) \frac{\delta_x}{T} \Rightarrow \delta_x \sum_{k=1}^n \gamma_k i_k = (\Delta + e) \cdot \gamma_x \quad (4.78)$$

$$\delta_x = \frac{\gamma_x (\Delta + e)}{\sum_{k=1}^n \gamma_k i_k} = \frac{\Delta + e}{\sum_{k=1}^n \frac{\gamma_k}{\gamma_x} i_k} \quad (4.79)$$

Din relația (4.79) se poate calcula uzura la limită a oricărei cuple întrucât atunci când “ $\Delta = \Delta_{\text{adm}}$ ” uzura este “ $\delta_{\max} = \delta_x \text{ max}$ ”.

METODE ȘI INSTALAȚII EXPERIMENTALE PENTRU STUDIUL BAZALTULUI

5.1 Metoda și instalațiile de pregătire a pulberii bazaltice

Pentru pregătirea pulberii bazaltice s-a ales rocă bazaltică de la Luncani, județul Timiș prezentată în figura 5.1 (a), (b), (c).



(a)



(b)



(c)

Fig. 5.1 (a), (b), (c) Rocă bazaltică de la Luncani

CAPITOLUL V

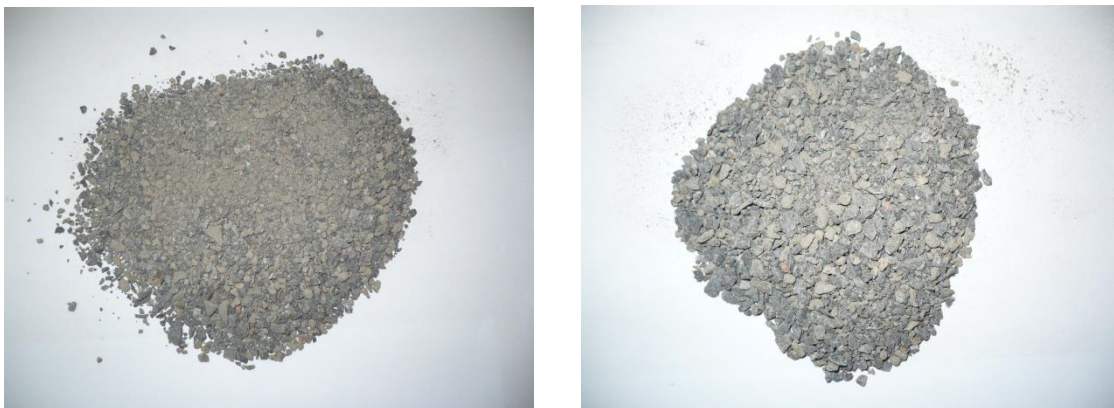
Operațiile efectuate pentru obținerea pulberii bazaltice sunt:

1. Spălarea bazaltului – efectuată într-o instalație de spălare cu jet de apă pentru îndepărtarea reziduurilor aderente de pe suprafața sa.

2. Uscarea bazaltului – efectuată într-o instalație de uscare cu aer condiționat și depozitare în containere.

3. Sortarea bazaltului – efectuată pe o masă de sortare și constând în îndepărtarea rocilor care prezintă în masa lor particule sau corpuri străine (calcar, zgură etc.), care nu au fost îndepărtate prin spălare.

4. Sfărâmarea bazaltului – efectuată cu un concasor. După sfărâmare, criblura de bazalt rezultată (figura 5.2 (a), (b)) este cernută printr-o sită având mărimea ochiurilor de 5 mm și apoi introdusă în containere închise.



(a)

(b)

Fig. 5.2 (a), (b) Criblură de bazalt

5. Măcinarea bazaltului – efectuată într-o moară cu bile tip MB-600 (figura 5.3) în vederea obținerii unor particule echiaxiale, cu suprafața neregulată și rugoasă având mărimea de ordinul $10 - 10^3 \mu\text{m}$.

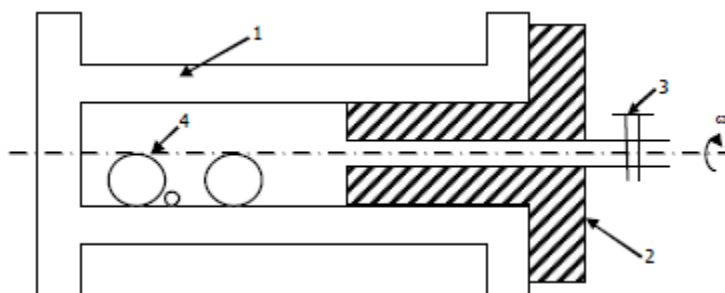
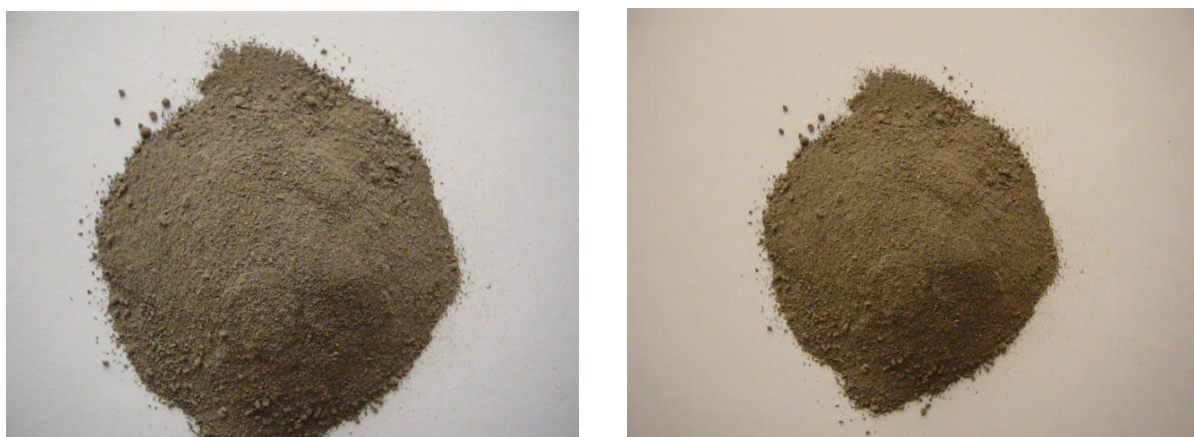


Fig. 5.3 Moară cu bile pentru măcinarea bazaltului

5. Controlul și eliminarea corpurilor metalice. Pentru a controla suprafața specifică (finețea de măcinare) s-a folosit un microscop cu lumină polarizată. Probele pentru control și analiză s-au recoltat din zone diferite ale containerului. Eliminarea corpurilor metalice s-a efectuat într-o instalație tip tunel electromagnetic.

6. Cernerea pulberii de bazalt – s-a realizat printr-o sită cu mărimea ochiurilor de 1,0 mm (figura 5.4 (a), (b)), particulele care nu au trecut prin ochiurile sitei fiind reciclate pentru a fi remăcinate.



(a)

(b)

Fig. 5.4 (a), (b) Pulbere de bazalt cernută

7. Prepararea amestecului pulbere bazalt-liant efectuată pentru a asigura compactitatea necesară formării pieselor. Pulberea de bazalt se amestecă omogen cu un liant dozat gravimetric format din aracet, oleină și apă. Omogenizarea amestecului pulbere bazalt – liant s-a realizat într-un malaxor ca în figura 5.5 (a), urmată de operația de cernere a amestecului bazalt – liant, ca în figura 5.5 (b) și de păstrare a acestuia, maximum 24 ore de la obținere, în vase închise etanș.



(a)



(b)

Fig. 5.5 (a), (b) Amestecul pulbere de bazalt-liant

CAPITOLUL V

Pentru analiza elementelor componente a pulberii de bazalt s-a utilizat tehnica de microanaliză cu radiații X (EDAX), care folosește radiațiile X generate de o probă bombardată cu electroni pentru a identifica constituenții elementari din compoziția chimică a probei. Această tehnică permite obținerea unui spectru de emisie în domeniul radiațiilor X, în care maximele corespund energiilor caracteristice pentru fiecare element.

Un spectrometru cu dispersie după energii este constituit din trei părți principale (figura 5.6): detectorul, electronica de procesare a semnalelor și analizorul multicanal (MCA). EDAX-ul are următoarele funcții:

- ⇒ detectorul generează un plus de sarcină, proporțional cu energia radiațiilor caracteristice;
- ⇒ acest plus este convertit în tensiune electrică;
- ⇒ semnalul este amplificat direct de către un tranzistor cu efect de câmp (FET), izolat față de un alt plus, amplificat din nou, apoi identificat electronic;
- ⇒ în final, semnalul digitalizat este stocat într-un canal destinat acestei energii din analizorul multicanal.

Un analizor EDAX detectează radiațiile X și le separă într-un spectru după energia lor, de unde și denumirea de spectrometru după energii.

Utilizând un sistem EDS, toate energiile radiațiilor X caracteristice incidente pe detector sunt măsurate simultan.

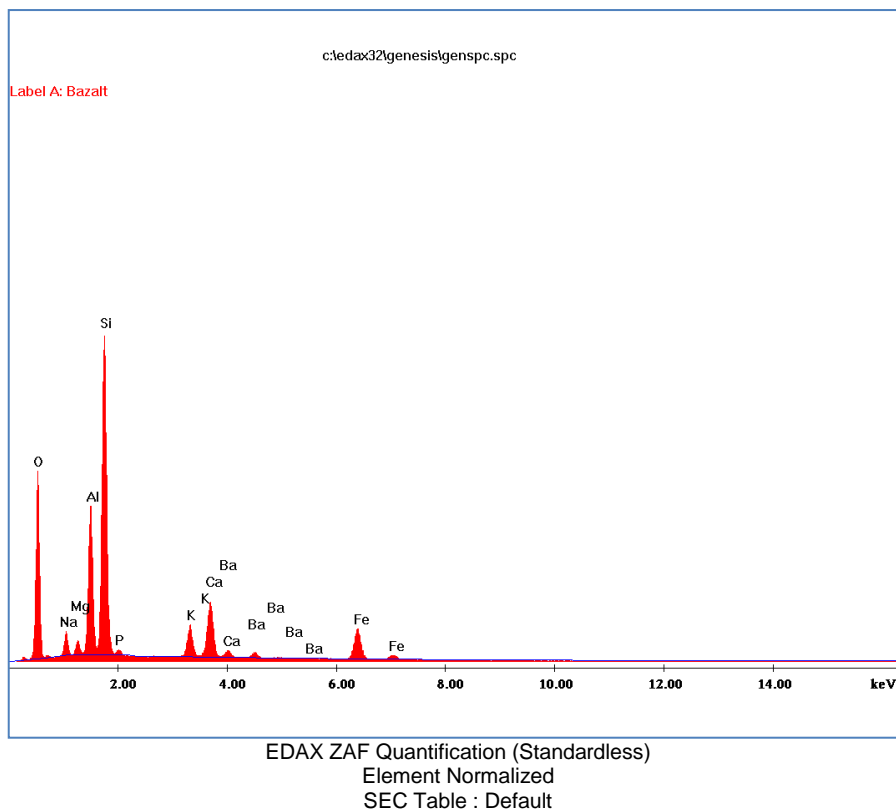
În ceea ce privește rezoluția sistemului EDS pot apărea situații complexe, deoarece apare posibilitatea suprapunerii vârfurilor cu energii apropiate; multe dintre suprapunerii pot fi separate prin calcularea deconvoluției vârfurilor.



Fig. 5.6 Analizor EDAX

CAPITOLUL V

Elementele componente ale pulberii de bazalt sunt prezentate în figura 5.7



Elem	Wt %	At %	K-Ratio	Z	A	F	Element	Net Inte.	Backgrd	Inte. Error	P/B
O K	42.35	58.92	0.1188	1.0387	0.2699	1.0006	O K	417.18	6.24	0.48	66.89
NaK	2.64	2.55	0.0074	0.9741	0.2864	1.0043	NaK	41.91	18.54	2.07	2.26
MgK	3.16	2.89	0.0124	0.9992	0.3891	1.0075	MgK	73.87	24.87	1.47	2.97
AlK	11.13	9.19	0.0540	0.9703	0.4952	1.0090	AlK	327.57	24.73	0.58	13.25
SiK	25.27	20.03	0.1322	0.9992	0.5230	1.0010	SiK	765.94	26.04	0.36	29.41
K K	1.74	0.99	0.0139	0.9487	0.8315	1.0103	K K	61.12	18.35	1.58	3.33
CaK	3.92	2.18	0.0335	0.9721	0.8736	1.0068	CaK	136.10	18.33	0.94	7.43
BaL	2.75	0.44	0.0224	0.7622	1.0606	1.0099	BaL	28.28	15.36	2.65	1.84
FeK	7.03	2.80	0.0617	0.8914	0.9834	1.0000	FeK	131.23	10.71	0.92	12.25
Total	100.00	100.00									

c:\edax32\genesis\genspc.spc
 Label :Bazalt tratat
 Acquisition Time : 11:53:04 Date : 24-Jul-2009
 kV: 24.99 Tilt: 0.00 Take-off: 36.30 AmpT: 12.8
 Det Type:SUTW, Sapphire Res: 141.41 Lsec: 105

Fig. 5.7 Elementele componente ale pulberii de bazalt

5.2 Metoda și instalațiile de topire a pulberii bazaltice

Pentru topirea pulberii de bazalt s-a utilizat un cuptor de topire (figura 5.8), elementul de noutate absolută fiind faptul că topirea pulberii de bazalt s-a realizat în

CAPITOLUL V

interiorul unei capsule de cuarț (figura 5.9 (a), (b), (c)). Piesele din bazalt topit fiind prezentate în figura 5.10 (a), (b), (c), (d).



Fig. 5.8 Cuptor de topire a pulberii de bazalt



(a)

CAPITOLUL V



(b)



(c)

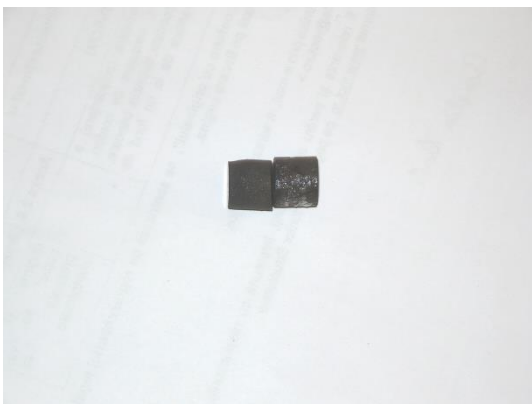
Fig. 5.9 Pulbere de bazalt în interiorul capsulei de cuarț



(a)



(b)



(c)

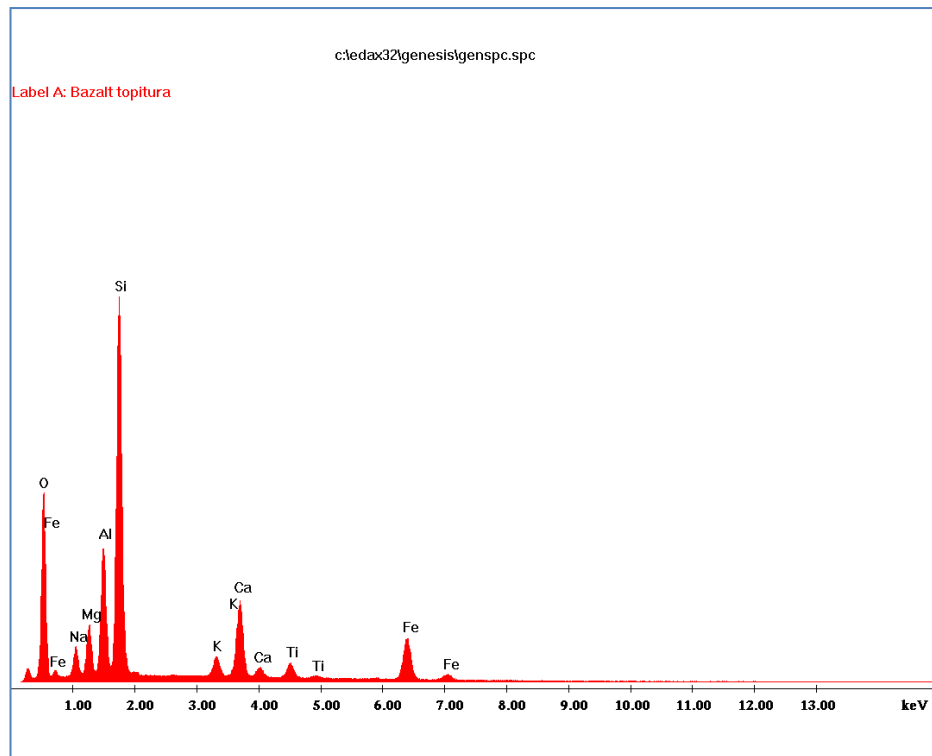


(d)

Fig. 5.10 (a), (b), (c), (d) Piese din bazalt topit

CAPITOLUL V

Elementele componente ale bazaltului topit sunt prezentate în figura 5.11



EDAX ZAF Quantification (Standardless)
Element Normalized
SEC Table : Default

Elem	Wt %	At %	K-Ratio	Z	A	F	Element	Net Inte.	Backgrd	Inte. Error	P/B
O K	39.37	55.22	0.0948	1.0365	0.2323	1.0007	O K	622.78	12.63	0.41	49.31
NaK	3.17	3.10	0.0091	0.9721	0.2938	1.0046	NaK	97.18	38.78	1.38	2.51
MgK	4.22	3.90	0.0169	0.9971	0.3996	1.0078	MgK	190.80	51.69	0.91	3.69
AlK	9.30	7.73	0.0455	0.9683	0.5001	1.0104	AlK	521.21	50.20	0.48	10.38
SiK	27.90	22.29	0.1512	0.9971	0.5427	1.0012	SiK	1655.19	51.26	0.26	32.29
K K	1.56	0.89	0.0124	0.9462	0.8279	1.0127	K K	103.11	35.10	1.29	2.94
CaK	5.97	3.34	0.0507	0.9697	0.8720	1.0058	CaK	390.76	35.47	0.56	11.02
TiK	1.52	0.71	0.0125	0.8889	0.9161	1.0088	TiK	80.36	32.54	1.52	2.47
FeK	6.98	2.81	0.0612	0.8893	0.9850	1.0000	FeK	247.12	22.69	0.70	10.89
Total	100.00	100.00									

c:\edax32\genesis\genspc.spc
Label :Bazalt topitura
Acquisition Time : 08:37:52 Date : 15-Sep-2009
kV: 24.99 Tilt: 0.00 Take-off: 35.39 AmpT: 12.8
Det Type:SUTW, Sapphire Res: 141.41 Lsec: 97

Fig. 5.11Elementele componente ale pulberii de bazalt

5.3 Metoda și instalațiile de formare și presare a pulberii bazaltice

Pentru formarea și presarea pieselor din bazalt s-a utilizat procedeul de presare în matrițe în care se pune amestecul dozat gravimetric. Locașurile matrițelor au dimensiunile majorate cu aproximativ 15 %, funcție de procentul de contracție al

CAPITOLUL V

amestecului. Au fost proiectate 2 tipuri de matrițe de presare, A și B prezentate în Anexa I.

S-a optat pentru varianta A, mai simplu de realizat practic, matrița realizată fiind prezentată în figura 5.12 (a), (b), (c), (d).

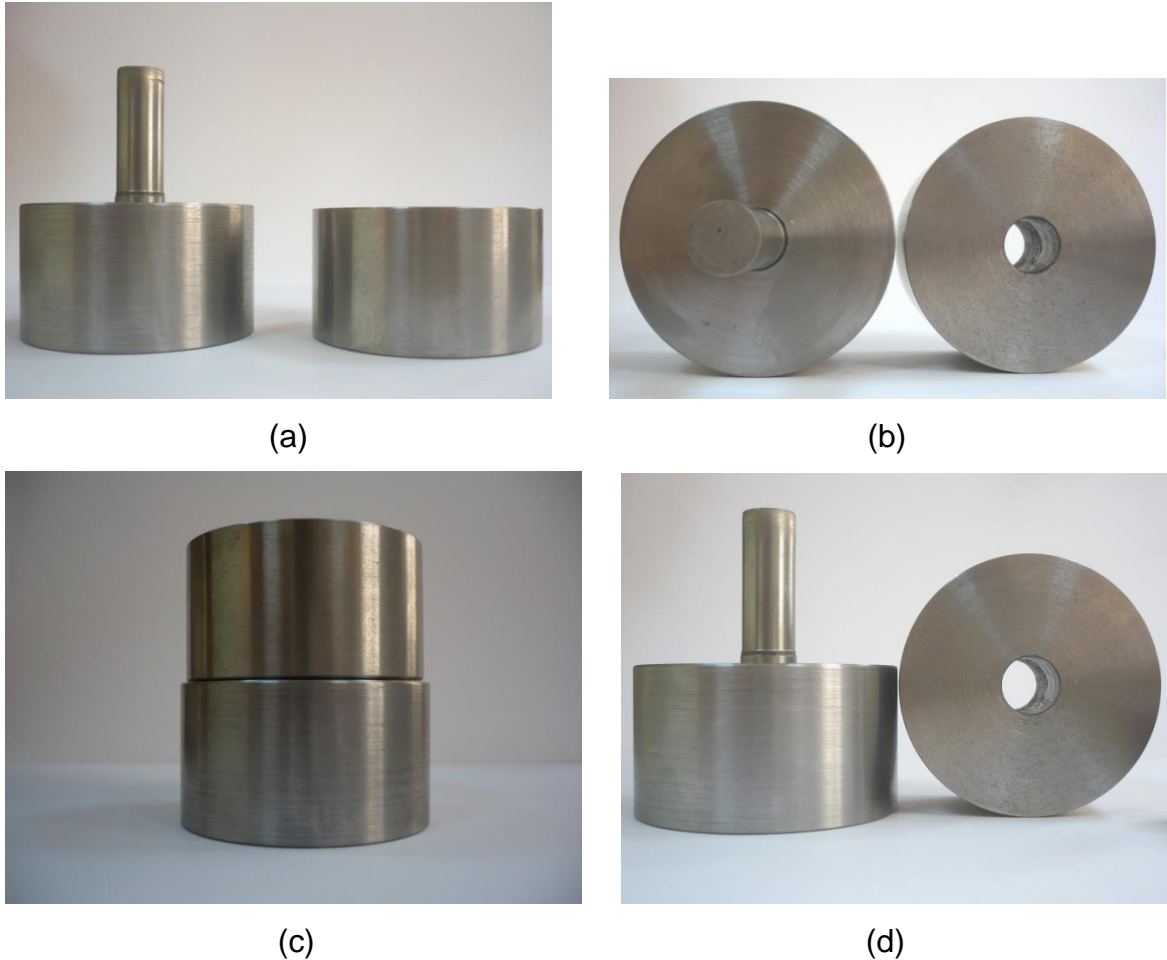


Fig. 5.12 (a), (b), (c), (d) Matrița de presare

Ținând cont că partea activă a poansonului are un diametru de $\Phi 12$ mm, s-a determinat suprafața activă a acestuia A_0 cu relația (5.1).

$$A_0 = \frac{\pi d^2}{4} = 1,13 \text{ cm}^2 \quad (5.1)$$

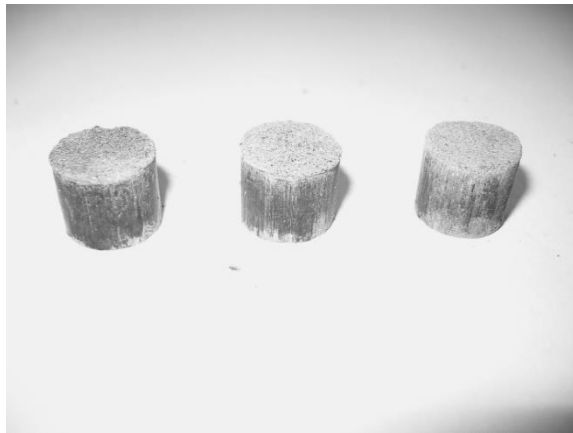
Deoarece trebuie realizate cele două presiuni de formare $p_1 = 1500 \text{ daN/cm}^2$ și respectiv $p_2 = 2000 \text{ daN/cm}^2$, cele două forțe de presare, F_1 și F_2 , necesare la presarea pulberii sunt date în relațiile (5.2) și respectiv (5.3)

$$F_1 = p_1 \cdot A_0 = 1695 \text{ daN} \quad (5.2)$$

CAPITOLUL V

$$F_2 = p_2 \cdot A_0 = 2260 \text{ daN} \quad (5.3)$$

S-a realizat presarea pulberii de bazalt cu liant, atât cele fără conținut de TiO_2 cât și cele cu conținut de 2% de TiO_2 (anatas), cu o presă capabilă să obțină forțele de presare calculate anterior, în figura 5.13 (a), (b), (c), (d) fiind prezentate piesele compactate obținute după presare.



(a)



(b)



(c)



(d)

Fig. 5.13 (a), (b), (c), (d) Piese compactate obținute prin presare

5.4 Metoda și instalațiile de uscare/calcinare și sinterizare a pulberii bazaltice compactate

Uscarea și calcinarea pieselor s-a făcut prin așezarea pieselor crude în casete și calcinarea pieselor într-un cuptor de calcinare (figura 5.14) la cele două regimuri de temperatură impuse 900°C și respectiv 950°C .



Fig. 5.14 Cuptor de uscare/calcinare

Sinterizarea și răcirea pieselor de bazalt compactate s-a efectuat într-un cuptor de sinterizare (figura 5.15) capabil să realizeze temperaturile de sinterizare de 1000°C și 1100°C, duratele de încălzire de 8h și 10h și respectiv duratele de menținere de 1h și 1,5h. De asemenea trebuie remarcat că sinterizarea și răcirea au fost realizate în premieră și în capsule de cuarț. În figura 5.15 (a), (b), (c), (d), (e) se prezintă cuptorul de sinterizare/răcire iar în figura 5.16 (a), (b), (c), (d) piesele obținute prin sinterizare.



CAPITOLUL V

(a)



(b)

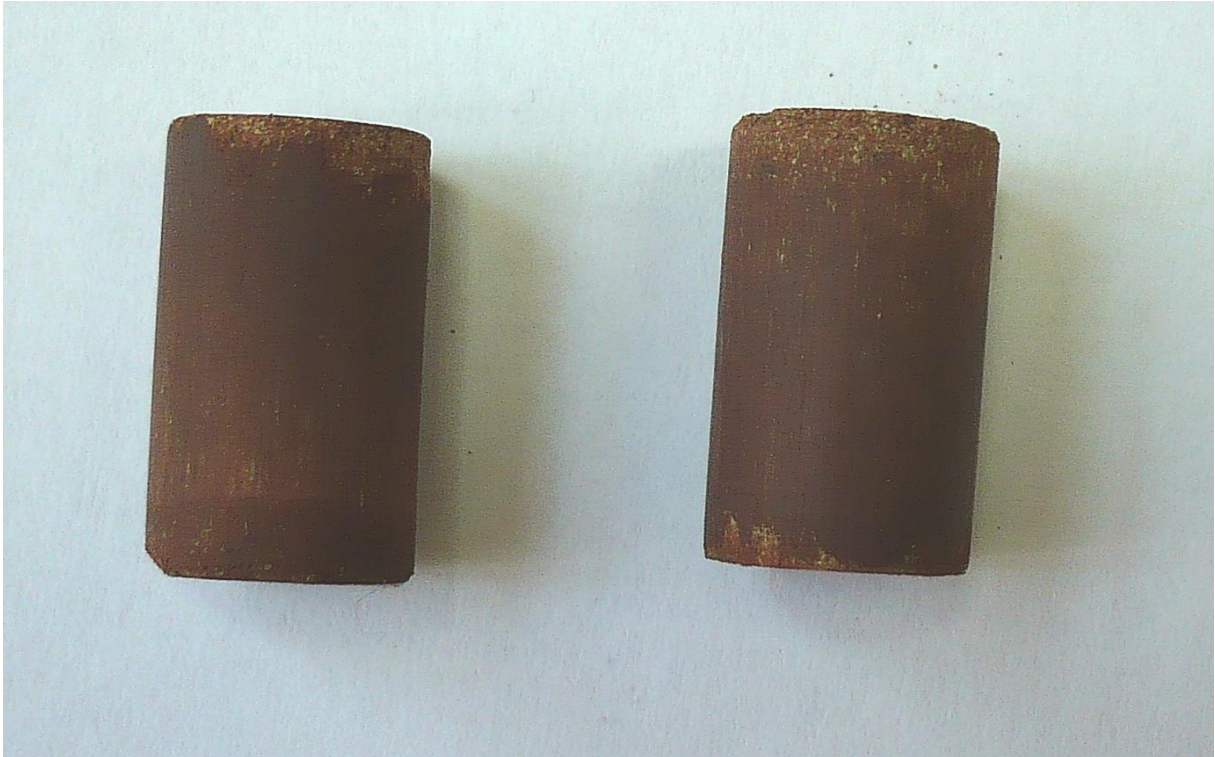
(c)



(d)

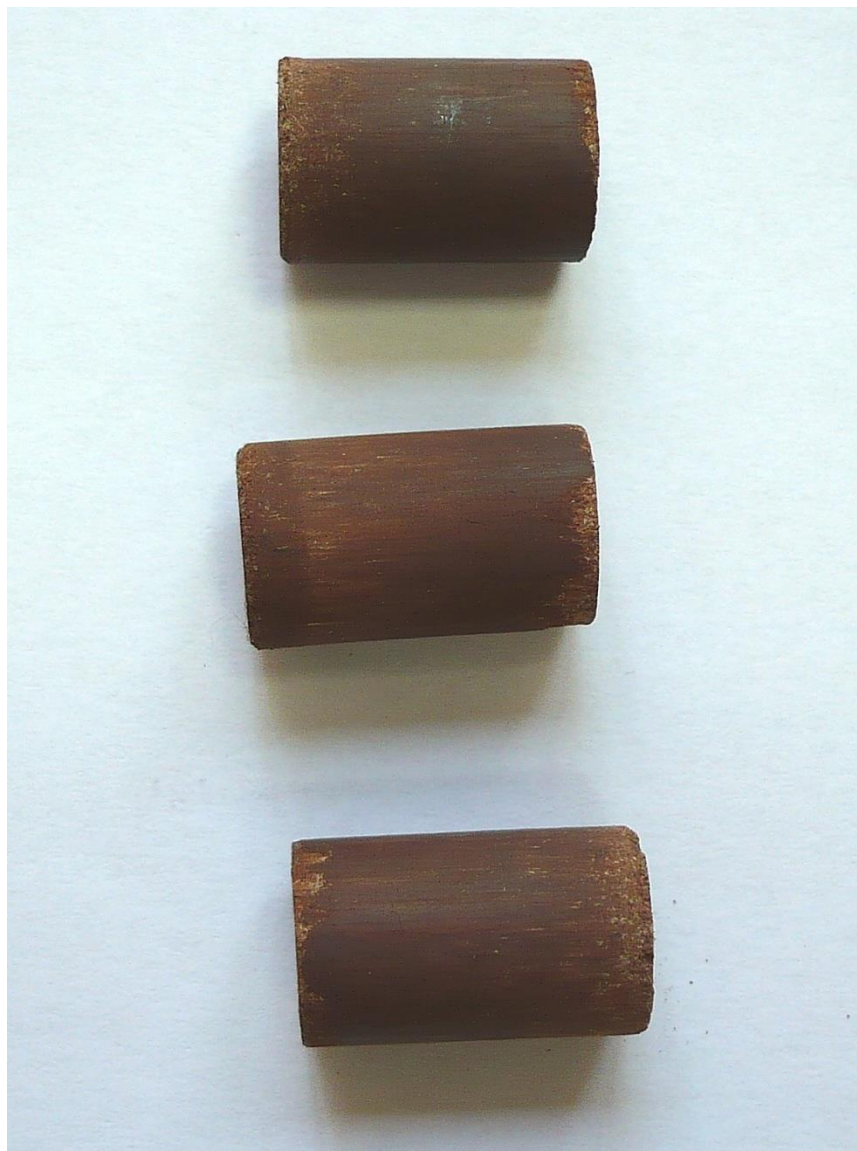
(e)

Fig. 5.15 (a), (b), (c), (d), (e) Cuptor de sinterizare/răcire



(a)

CAPITOLUL V



(b)



(c)

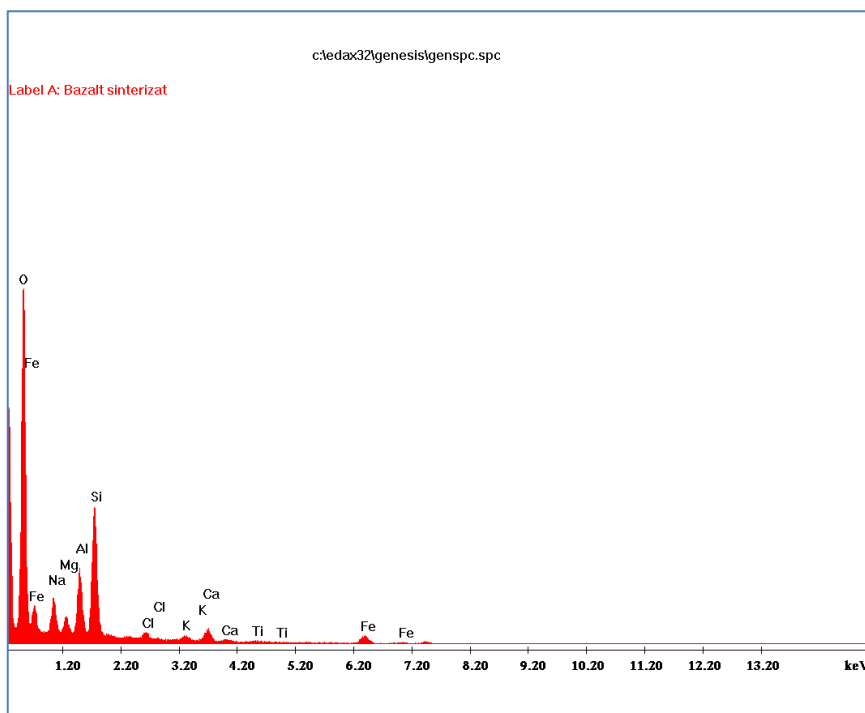


(d)

Fig. 5.16 (a), (b), (c), (d), Piese sinterizate și răcite

CAPITOLUL V

Elementele componente ale bazaltului sinterizat sunt prezentate în figura 5.17



EDAX ZAF Quantification (Standardless)
Element Normalized
SEC Table : Default

Elem	Wt %	At %	K-Ratio	Z	A	F	Element	Net Inte.	Backgrd	Inte. Error	P/B
O K	66.90	77.53	0.2711	1.0170	0.3983	1.0005	O K	617.39	15.87	0.46	38.89
NaK	6.70	5.41	0.0154	0.9554	0.2398	1.0027	NaK	64.40	29.89	1.94	2.15
MgK	2.36	1.80	0.0071	0.9805	0.3035	1.0046	MgK	32.05	33.30	3.47	0.96
AlK	7.02	4.82	0.0274	0.9527	0.4072	1.0053	AlK	129.86	33.08	1.21	3.93
SiK	13.61	8.98	0.0628	0.9815	0.4704	1.0005	SiK	291.52	32.52	0.73	8.96
ClK	0.64	0.33	0.0042	0.9345	0.6969	1.0015	ClK	17.68	16.20	4.48	1.09
K K	0.41	0.20	0.0033	0.9284	0.8556	1.0030	K K	12.63	11.78	5.33	1.07
CaK	1.04	0.48	0.0089	0.9501	0.9062	1.0013	CaK	32.19	11.11	2.57	2.90
TiK	0.11	0.04	0.0009	0.8735	0.9670	1.0027	TiK	2.77	8.63	18.09	0.32
FeK	1.23	0.41	0.0110	0.8798	1.0167	1.0000	FeK	22.75	4.16	2.74	5.47
Total								100.00	100.00		

c:\edax32\genesis\genspc.spc
Label :Bazalt sinterizat
Acquisition Time : 08:46:32 Date : 15-Sep-2009
kV: 29.98 Tilt: 0.00 Take-off: 35.93 AmpT: 12.8

Fig. 5.17 Elementele componente ale bazaltului sinterizat

S-au analizat imaginile suprafețelor bazaltului topit și sinterizat cu ajutorul unui microscop electronic de baleiaj *Inspect S*, cu următoarele caracteristici:

- High-vacuum mode (tipic 10^{-5} mbar) pentru imagistica și microanaliză probe conductoare și/sau probe preparate convențional (acoperite).

- Low-vacuum mode (< 270 Pa) pentru imagistică și microanaliză probe fără preparare.

CAPITOLUL V

➤ *Caracteristicile sistemului de vacuum include:*

- Tehnologie patentată de pompare diferențială a lentilelor electromagnetice (ESEM)
- Pompă turbomoleculară 70 l/s;
- O pompă rotativă pentru vid preliminar;
- Tranziție continuă între modurile de lucru (trecere continuă de la Low Vacuum la High Vacuum și invers)
- Gazele sau murdăria provenite de la probă nu ajung în coloana microscopului fiind aspirate în partea inferioară a coloanei pe un traseu separate, coloana rămâne întotdeauna în vacuum înaintat pe timpul analizei, chiar dacă în camera probei nivelul vacuumului se poate alege funcție de necesități (high-vacuum sau low-vacuum).

➤ *Optica electronică:*

Inspect S conține trei lentile electromagnetice prealiniat răcite cu aer, coloană optimizată pentru rezoluție înaltă și curent de fascicul mare, cu o singură apertură fixată pe lentila finală.

➤ *Elementele principale ale opticii electronice sunt:*

Sursa: Filament de wolfram montat în ansamblul tun electronic de tip tetrodă

Tensiune: 200 V la 30 kV

Curent fascicul > 2μA

Rezoluție: 3.0 nm pe specimenul standard cu particule de aur separate pe substrat de carbon, la 30 kV în ambele moduri de operare: high- și low-vacuum;

10 nm la 3 kV în modul high-vacuum

<12 nm la 3 kV în modul low-vacuum

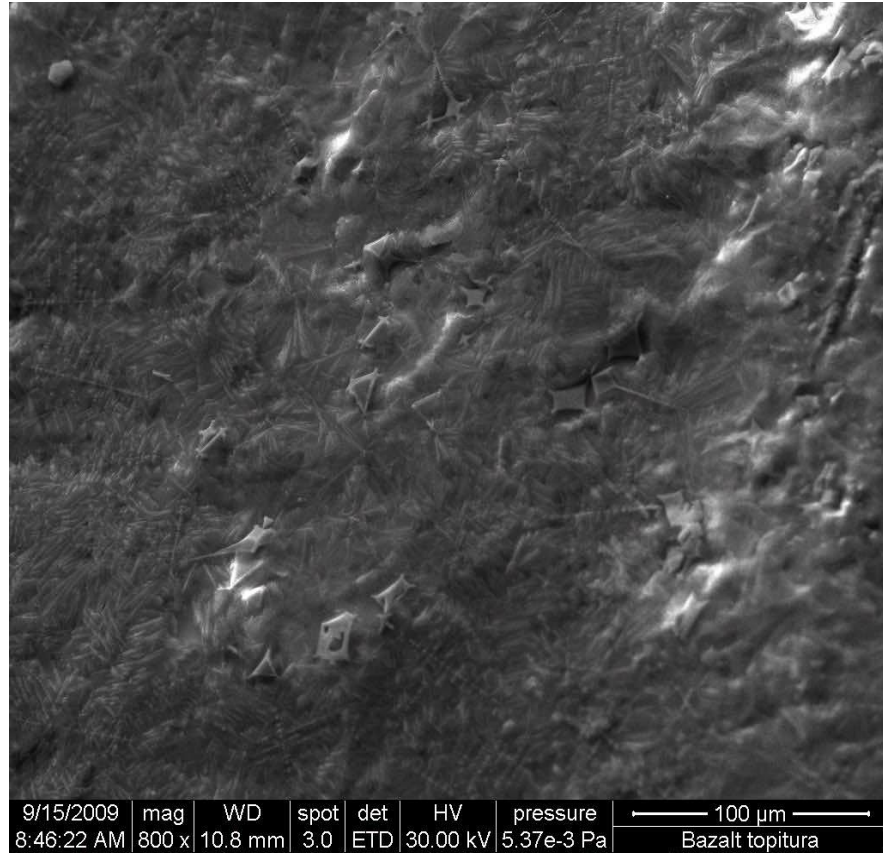
Domeniu focalizare 3-99 mm

Mărire: 6x (la cea mai mare distanță de lucru) la > 1,000,000x cu afișare pe monitor standard 19" LCD

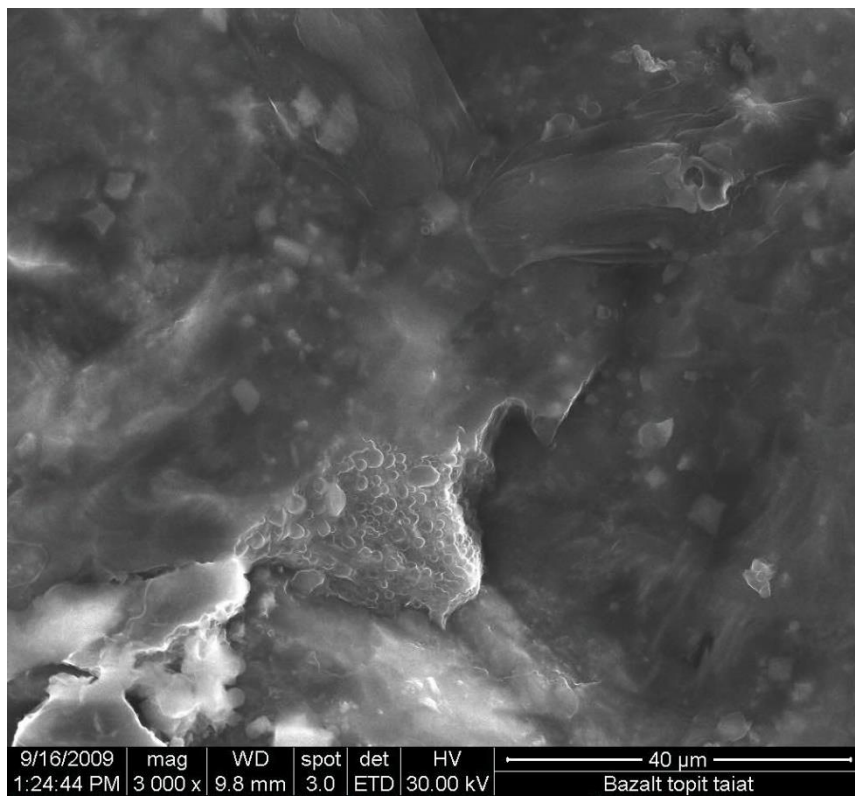
Câmp de vizualizare: identic în high și low-vacuum (18 mm la cea mai mare distanță de lucru).

În figurile 5.18 (a), (b) sunt prezentate imaginile pentru bazaltul topit iar în figurile 5.19 (a), (b) sunt prezentate imaginile pentru bazaltul sinterizat.

CAPITOLUL V



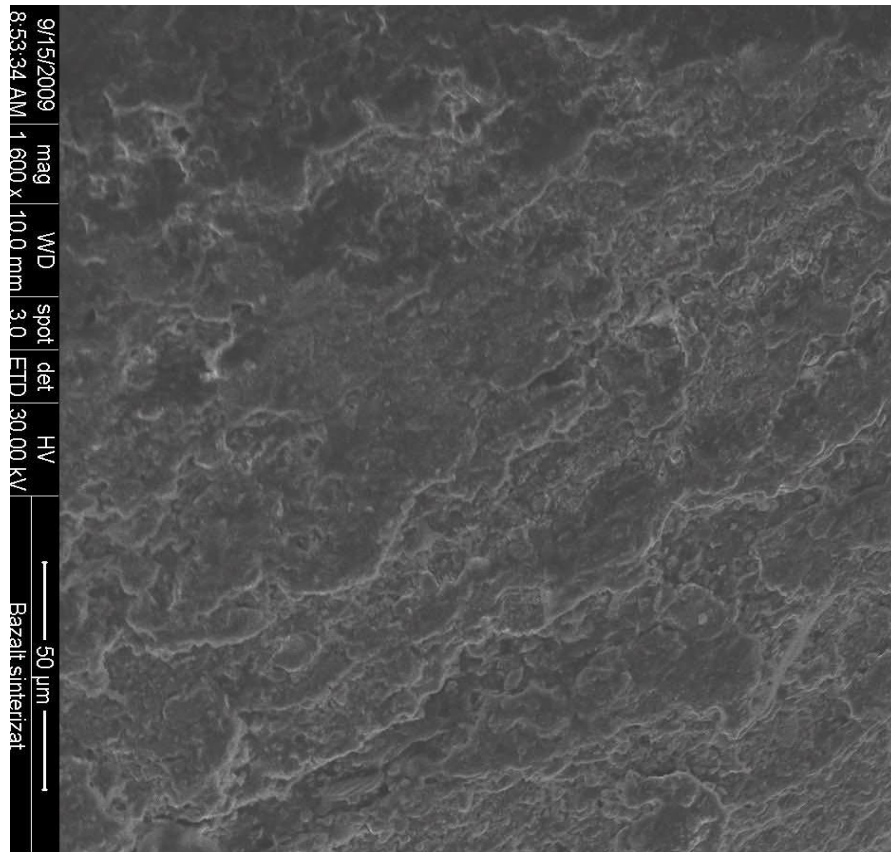
(a)



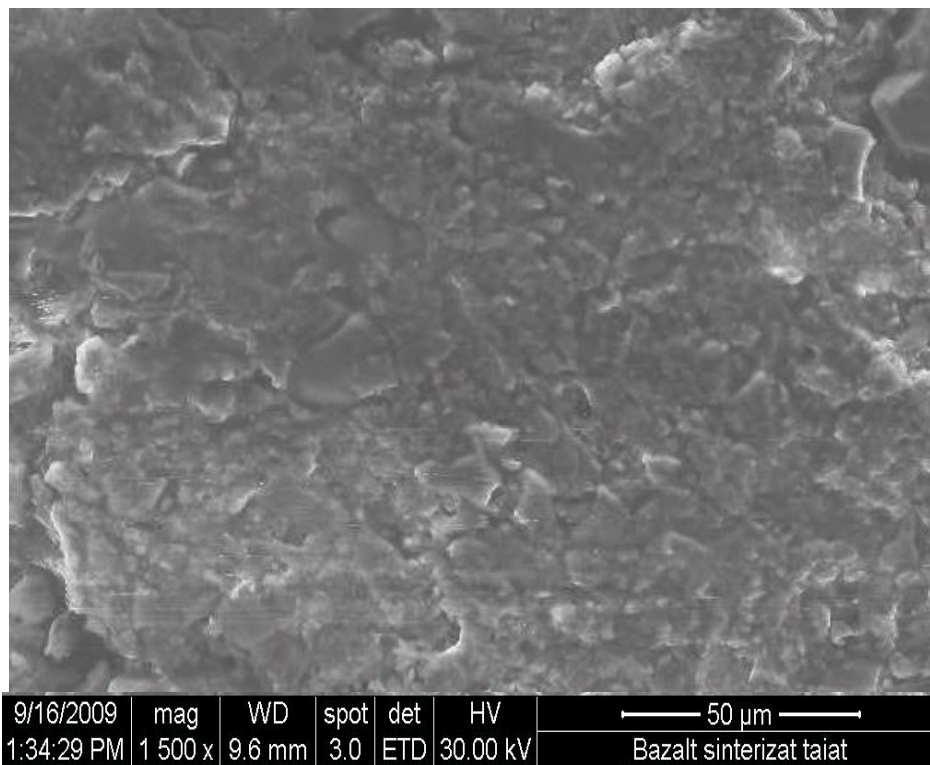
(b)

Fig. 5.18 (a), (b) Imagini ale bazaltului topit

CAPITOLUL V



(a)



(b)

Fig. 19 (a), (b) Imagini ale bazaltului sinterizat

CAPITOLUL V

Din figurile precedente se observă că în cazul bazaltului topit, reacțiile sunt incomplete (apar diverși compuși în matricea materialului), pe când în cazul bazaltului sinterizat se observă formarea grăunților de dimensiuni mici atât pe suprafață cât și în zona în care s-a efectuat tăierea.

În figurile 5.20 – 5.22 sunt prezentate difractogramele pentru pulbera de bazalt, bazaltul topit și bazaltul sinterizat

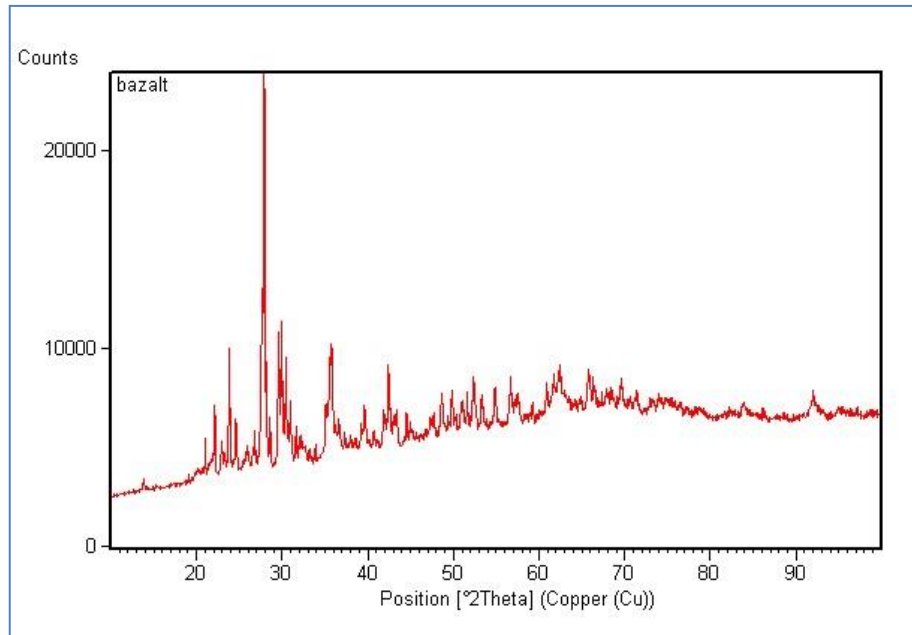


Fig. 5.20 Difractograma pulberii de bazalt

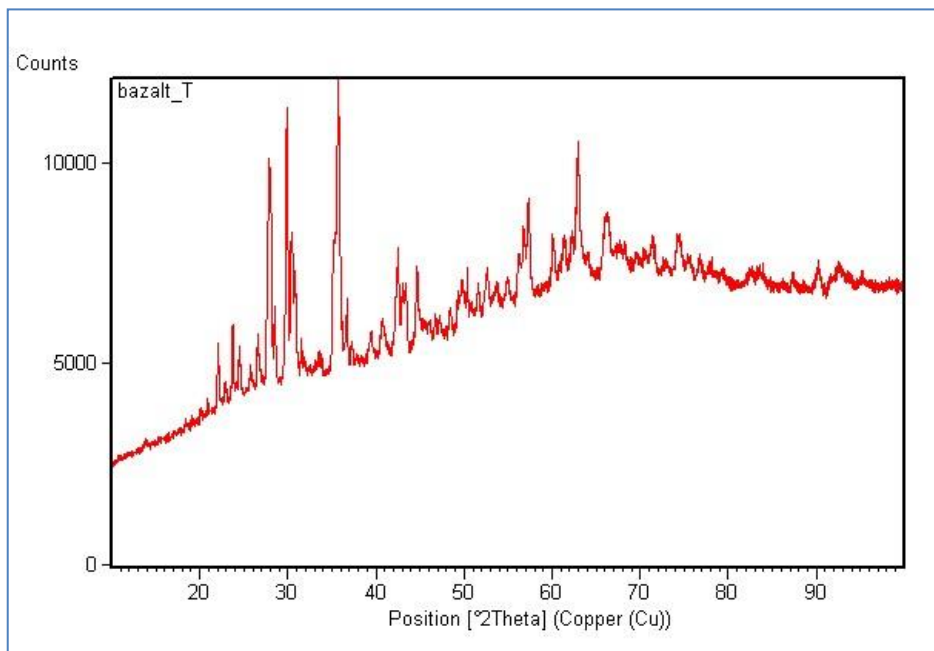


Fig. 5.21 Difractograma bazaltului topit

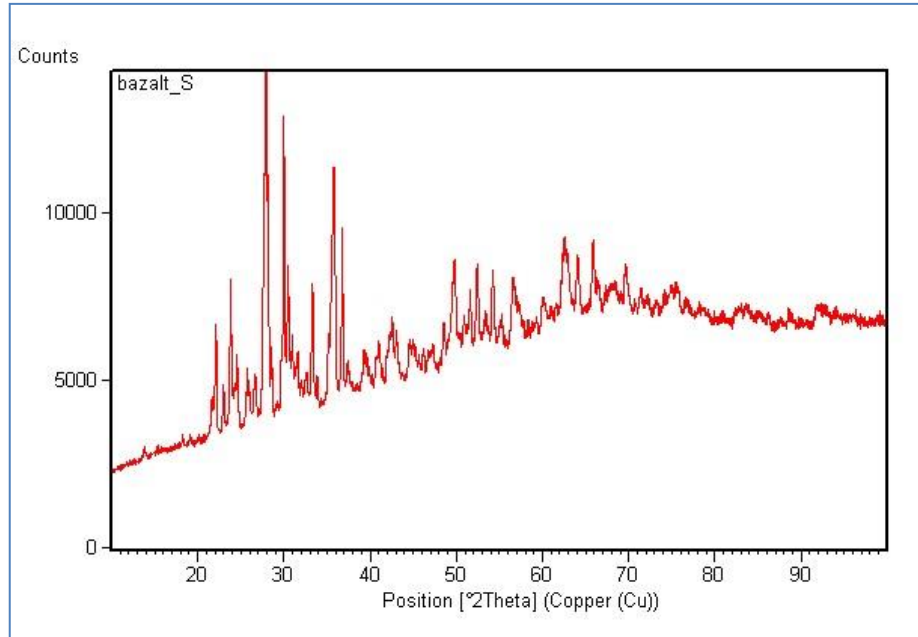


Fig. 5.22 Difractograma bazaltului sinterizat

5.5 Metoda și instalațiile pentru încercarea la uzură a bazaltului sinterizat

S-a proiectat un dispozitiv (figura 5.23 (a), (b)) pentru susținerea pieselor de bazalt sinterizat cu un adeziv special care cedează la cald astfel încât piesele să nu fie afectate la desprindere. Cu ajutorul unui dispozitiv cu pânză diamantată (figura 5.24 (a), (b)) au fost debitate pastile de bazalt sinterizat de 4mm grosime.

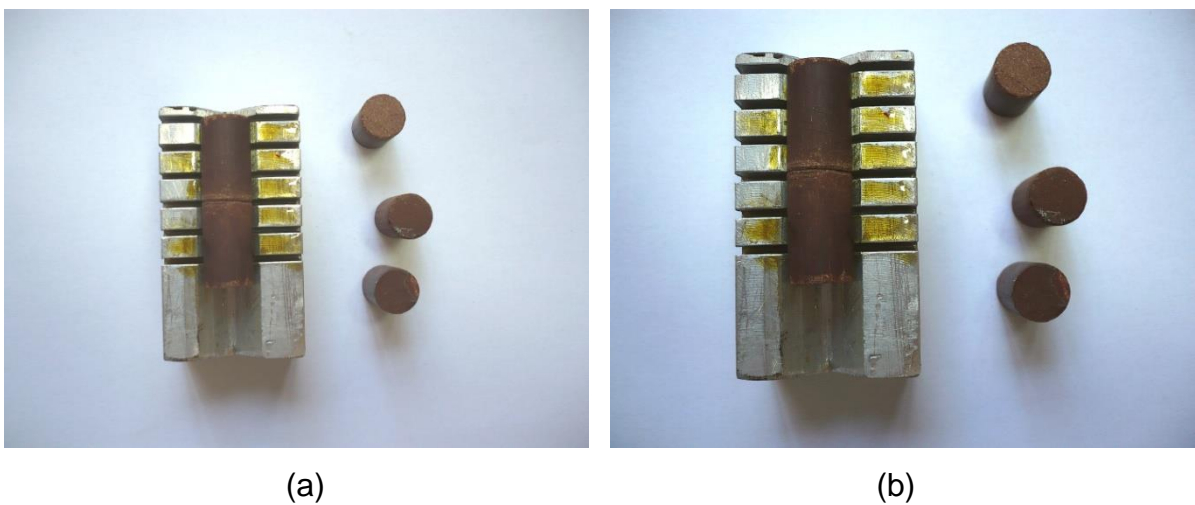
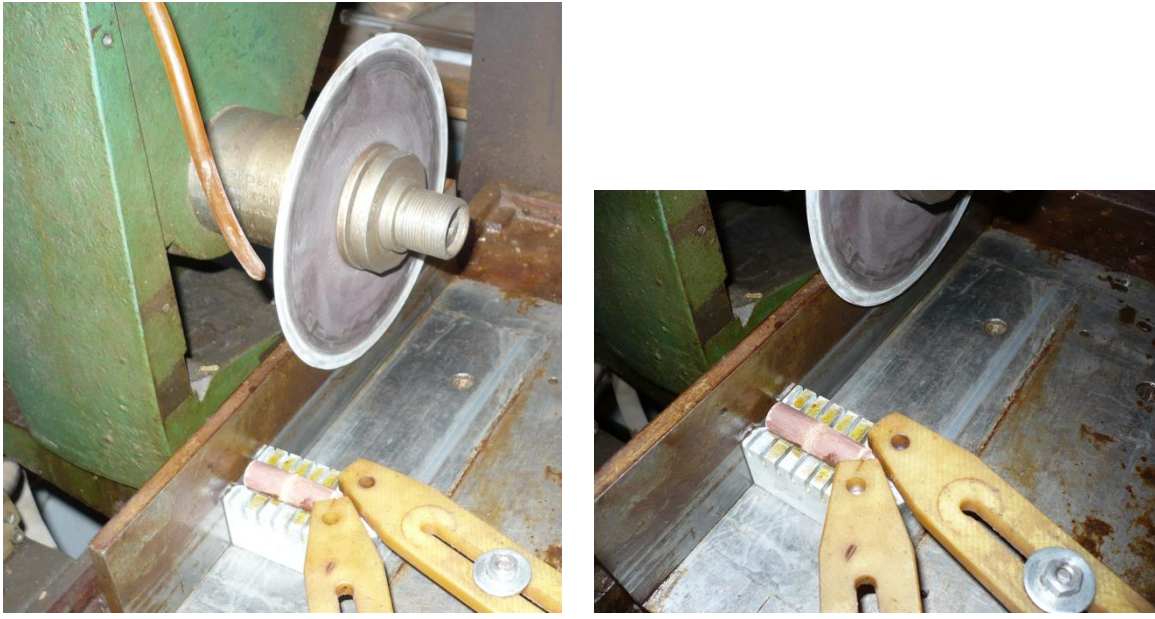


Fig. 5.23 (a), (b) Dispozitiv pentru susținerea pieselor de bazalt sinterizat



(a)

(b)

Fig. 5.24 (a), (b) Dispozitiv pentru debitarea pastilelor de bazalt sinterizat

Au fost rectificat 2 discuri de frâne de Dacia Supernova ca în figura 5.25 (a), (b), (c), (d).



(a)



(b)



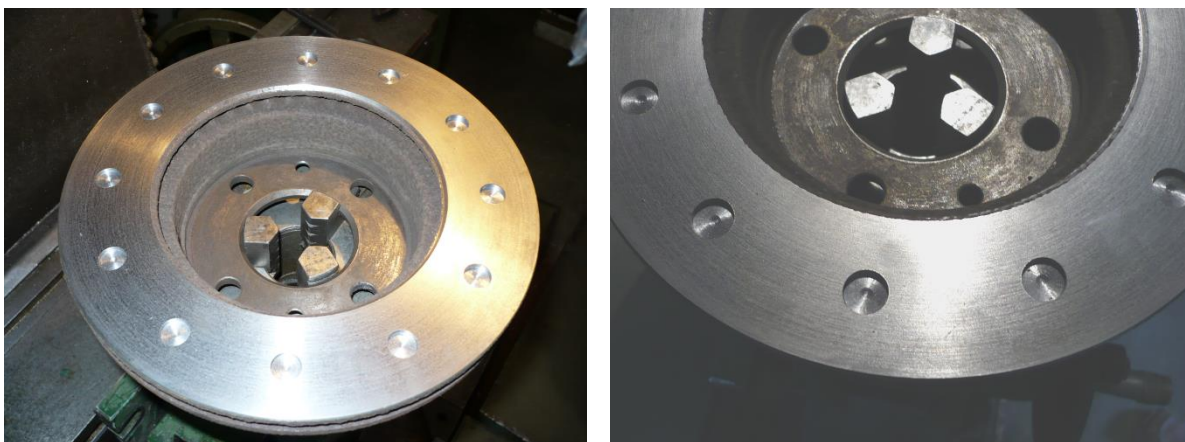
(c)



(d)

Fig. 5.25 (a), (b), (c), (d) Discuri de frână rectificat

Au fost realizate 16 găuri (la 30°) de adâncime 2 mm, ca în figura 5.26 (a), (b)

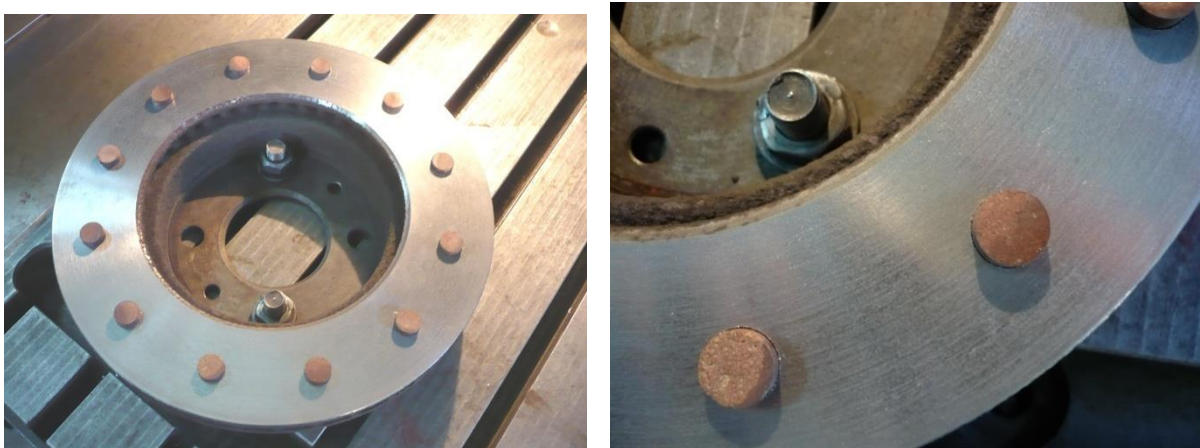


(a)

(b)

Fig. 5.26 (a), (b) Realizarea găurilor în discurile de frână

Pastilele de bazalt sinterizat debitate anterior au fost introduse în găurile din discurile de frână, fixarea lor efectuându-se atât prin formă cât și prin lipire cu adeziv ca în figura 5.27 (a), (b).



(a)

(b)

Fig. 5.27 (a), (b) Introducerea și fixare pastilelor de bazalt în discurile de frână

Prin fixarea pastilelor, grosimea acestora rămasă de-asupra discului de frână este de 2mm, constituind uzura maximă la care poate fi supus discul cu pastile.

Pentru realizarea încercărilor la uzură a discului dotat cu pastile de bazalt sinterizat s-a pornit de la ideea utilizării discului de frână cu pastile de bazalt ca și dispozitiv de frânare. S-au utilizat pentru celălalt disc 3 cazuri, cazul în care discul cu pastile de

CAPITOLUL V

bazalt acționează direct asupra unui disc, cazul în care discul cu pastile de bazalt acționează asupra unui disc pe care au fost fixate 2 plăcuțe de frînare obișnuite (figura 5.28) și cazul în care discul cu pastile de bazalt acționează asupra unui disc pe care au fost fixate 4 plăcuțe de frînare obișnuite (figura 5.29).



Fig. 5.28 Disc cu 2 plăcuțe



Fig. 5.29 Disc cu 4 plăcuțe

Încercările au fost realizate pe o mașină de frezat , discul cu pastile de bazalt a fost fixat pe masa mașinii iar discul simplu, respectiv cele cu 2 sau 4 plăcuțe au fost fixate în locul frezei (deci sunt cele care execută mișcarea de rotație). În figura 5.30 se prezintă montajul cu discul simplu, în figura 5.31 se prezintă montajul cu 2 plăcuțe de frâna iar în figura 5.32 montajul cu 4 plăcuțe de frână.



Fig. 5.30 Montajul cu disc simplu

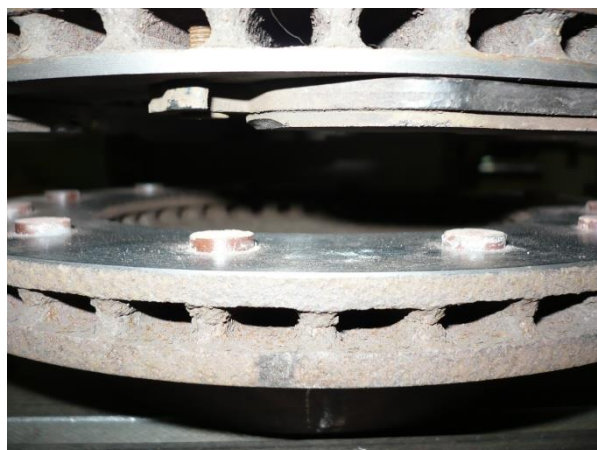


Fig. 5.31 Montajul cu 2 plăcuțe

CAPITOLUL V



Fig. 5.32 Montajul cu 4 plăcuțe

Mașina de frezat a asigurat cele 3 turații la care au fost efectuate încercările: 630 rpm, 800 rpm și 1000 rpm.

Ținând cont de relația (5.4), în care se dă viteza periferică a roții autovehiculului și de faptul că raza roții autovehiculului este $r = 0,300$ m, se obțin practic vitezele cu care circulă autovehiculul, corespunzătoare turațiilor la care au fost realizate încercările și care sunt date în relațiile (5.4), (5.5) și (5.6).

$$v_p = \frac{2\pi \cdot r \cdot n}{60} \quad (5.3)$$

$$v_{p1000} = \frac{2\pi \cdot r \cdot n}{60} = 113 \text{ km/h} \quad (5.4)$$

$$v_{p800} = \frac{2\pi \cdot r \cdot n}{60} = 90,4 \text{ km/h} \quad (5.5)$$

$$v_{p630} = \frac{2\pi \cdot r \cdot n}{60} = 71,2 \text{ km/h} \quad (5.6)$$

Toate încercările au fost efectuate pe o durată de 1h, măsurându-se uzura medie la pastile și la discurile corespunzătoare. S-a luat în calcul ca durată de funcționare timpul până la care uzura plăcuțelor este cea maximă, adică 2 mm. O altă variabilă luată în calcul este presiunea de lucru. Pentru a determina această presiune s-a pornit de la datele reale în cazul unui dispozitiv de frânare la un autovehicul de tip Dacia.

Astfel în figura 5.33 se prezintă elementele caracteristice ce apar la o roată de autovehicul de tip Dacia și elementele caracteristice sistemului de frânare.

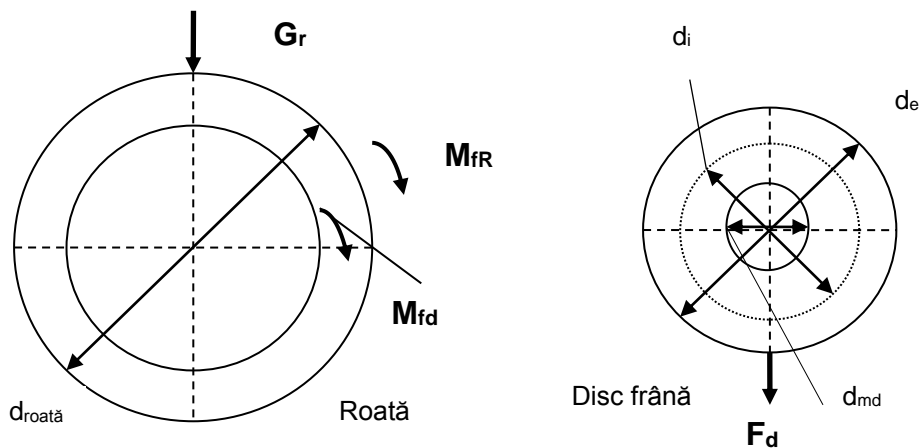


Fig. 5.33 Elementele caracteristice ale roții și discului de frânare

Elementele caracteristice ale roții:

- greutate Dacia, $G_a = 960 \text{ kg}$
- raza roții, $r_{roată} = 0,300 \text{ m}$
- greutate (forța) la roată, $F_R = G_R = (0,75 \times G_a)/2 \approx 360 \text{ daN}$
- momentul de frânare la roată (la disc), $M_{fR} = M_{fd} = F_R \times r_{roată} \approx 108 \text{ daN}$
- suprafața la roata de frânare, $S_f = 106,75 \text{ cm}^2$

Elementele caracteristice ale discului de frânare:

- diametru exterior al discului de frânare, $d_e = 0,235 \text{ m}$
- diametru interior al discului de frânare, $d_i = 0,140 \text{ m}$
- diametru mediu al discului de frânare, $d_{md} = 0,235 \text{ m}$
- presiunea la discul de frânare, $p_{sl} = M_{fd}/(S_f \times r_{md}) \approx 10,76 \text{ daN/cm}^2$

Pentru realizare presiunii la discul cu pastile de bazalt sinterizat a fost realizat un montaj în care presiunea se realizează prin intermediul unei chei dinamometrice plasată pe capul de lucru al frezei.

Sistemul de realizare a presiunii precum și elementele caracteristice corespunzătoare sunt prezentate în figura 5.34.

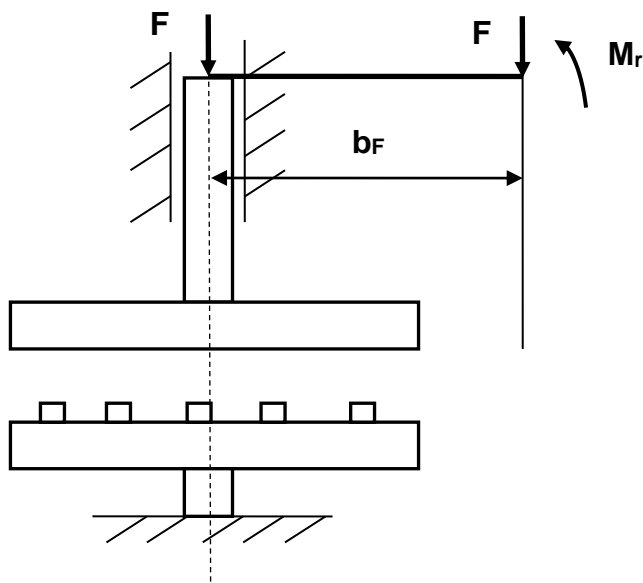


Fig. 5.34 Elementele caracteristice ale sistemului de presiune

Elementele caracteristice ale sistemului de presiune:

- brațul cheii dinamometrice, $b_F = 0,710$ m
- momentul la cheia dinamometrică, $M_r = M_{fd} = F \times b_f = p_{sl} \times S_f \times r_{md}$

Cazul I: $p_{sl} = 1$ daN/cm²

a) Disc cu 2 plăcuțe – Disc frânare cu 2 x 2 pastile bazalt,

$S_f = 3,79$ cm² (suprafața a 4 pastile cu diametru redus prin sinterizare la 1,1 cm prin sinterizare);

$F = 0,5$ daN (la capătul cheii dinamometrice)

b) Disc cu 4 plăcuțe – Disc frânare cu 4 x 2 pastile bazalt,

$S_f = 7,59$ cm² (suprafața a 4 pastile cu diametru redus prin sinterizare la 1,1 cm prin sinterizare);

$F = 1,01$ daN (la capătul cheii dinamometrice)

b) Disc simplu – Disc frânare cu 12 pastile bazalt,

$S_f = 11,38$ cm² (suprafața a 4 pastile cu diametru redus prin sinterizare la 1,1 cm prin sinterizare);

$F = 1,50$ daN (la capătul cheii dinamometrice)

Cazul II: $p_{sl} = 10,76 \text{ daN/cm}^2$

a) Disc cu 2 plăcuțe – Disc frânare cu 2 x 2 pastile bazalt,

$S_f = 3,79 \text{ cm}^2$ (suprafața a 4 pastile cu diametru redus prin sinterizare la 1,1 cm prin sinterizare);

$F = 5,38 \text{ daN}$ (la capătul cheii dinamometrice)

b) Disc cu 4 plăcuțe – Disc frânare cu 4 x 2 pastile bazalt,

$S_f = 7,59 \text{ cm}^2$ (suprafața a 4 pastile cu diametru redus prin sinterizare la 1,1 cm prin sinterizare);

$F = 10,86 \text{ daN}$ (la capătul cheii dinamometrice)

b) Disc simplu – Disc frânare cu 12 pastile bazalt,

$S_f = 11,38 \text{ cm}^2$ (suprafața a 4 pastile cu diametru redus prin sinterizare la 1,1 cm prin sinterizare);

$F = 16,14 \text{ daN}$ (la capătul cheii dinamometrice)

În figura 5.35 (a), (b), (c), (d) este prezentată relizarea practică a montajul pentru obținerea presiunii de lucru necesare.



(a)



(b)

CAPITOLUL V



(c)



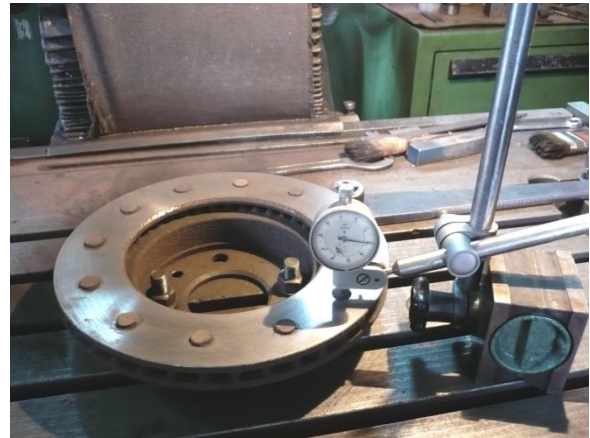
(d)

Fig. 5.35 (a), (b), (c), (d) Realizarea practică a sistemului de presiune

În figura 5.36 (a), (b) se prezintă uzura rezultată în cadru încercărilor de uzură și respectiv măsurarea uzurii.



(a)



(b)

Fig. 5.36 (a), (b) Uzura și măsurarea uzurii

Factorii luați în considerare, rezultatele uzurii medii, durata de funcționare precum și prelucrarea rezultatelor experimentale sunt prezentate în Capitolul VI.

REZULTATE EXPERIMENTALE

6.1 Aplicarea Metodei Taguchi

6.1.1 Alegerea matricei de experiențe, atribuirea factorilor și a nivelurilor acestora

Pentru realizarea experimentelor s-a ales o matrice standard Taguchi L_8 , prezentată în figura 6.1. Atribuirea factorilor precum și stabilirea nivelurilor acestora s-a realizat conform figurii 6.2.

	1	2	3	4	5	6	7
1	1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	1	2	2	2	2
3	1	2	2	1	1	2	2
4	1	2	2	2	2	1	1
5	2	1	2	1	2	1	2
6	2	1	2	2	1	2	1
7	2	2	1	1	2	2	1
8	2	2	1	2	1	1	2

Fig. 6.1 Matricea de experiențe L_8

	Factors	Level 1	Level 2	Level 3	Level 4
1	Compozitie	0% TiO ₂	2% TiO ₂		-----
2	Temperatura calci	900 C	950 C	-----	-----
3	Durata racire	4 h	5.5 h	-----	-----
4	Temperatura sinte	1000 C	1100 C	-----	-----
5	Durata incalzire	8 h	10 h	-----	-----
6	Durata mentinere	1 h	1.5 h	-----	-----
7	Presiune formare	1500 daN/	2000 daN/cm ²	-----	-----

Fig. 6.2 Atribuirea factorilor și a nivelurilor acestora

6.1.2 Stabilirea ordinii condițiilor de experimentare

Ordinea aleatoare pentru realizarea celor 8 condiții de experimentare este prezentată în Anexa II.

CAPITOLUL VI

Rezultatele experimentale ale rezistenței la compresiune în daN/cm² sunt prezentate în figura 6.3. De remarcat că pentru fiecare condiție de experimentare au fost realizate câte 5 piese care au fost supuse încercărilor de compresiune.

Conditions	Sample# 1	Sample# 2	Sample# 3	Sample# 4	Sample# 5	Sample# 6	S/N Ratio
Trial# 1	1125	1200	1150	1175	1160		61.298
Trial# 2	1175	1210	1165	1190	1180		61.464
Trial# 3	1300	1285	1250	1290	1295		62.168
Trial# 4	1230	1210	1220	1245	1235		61.782
Trial# 5	1310	1295	1275	1285	1300		62.23
Trial# 6	1290	1310	1285	1300	1275		62.224
Trial# 7	1250	1240	1210	1220	1215		61.774
Trial# 8	1695	1675	1685	1680	1700		64.541
							62.185

(All results: Avg. = 1294.625, StDev. = 158.054)

Fig. 6.3 Rezultate experimentale (5 piese pentru fiecare condiție de experimentare)

Se observă că media experimentală pentru cele 40 de piese este 1294,625 daN/cm² cu o abatere standard de 158,054. Au fost de asemenea calculate valorile raportului S/N pentru fiecare condiție de experimentare, precum și media acestor rapoarte ca fiind 62,185.

6.1.3 Determinarea variabilității în și între condițiile de experimentare

Din figura 6.4 se observă că există o relativ mică variabilitate în interiorul condițiilor de experimentare, ceea ce indică o influență minoră a factorilor de zgomot și o variabilitate relativ mică între condițiile de experimentare 1 -7 dar o variabilitate semnificativă între acestea și condiția de experimentare numărul 8.

În continuare se studiază interacțiunile posibile între factori. Prezența unei interacțiuni, indiferent de cât de severă este aceasta, nu înseamnă neapărat că ea este semnificativă. Dacă o interacțiune este semnificativă sau nu, se determină folosind metoda ANOVA, lucru posibil numai dacă i se atribuie interacțiunii o coloană specială în matricea de experiențe. Schimbări în condiția optimă, necesare datorită prezenței unei interacțiuni, trebuie făcută numai dacă acest lucru este semnificativ. Atunci când nu sunt rezervate coloane pentru interacțiuni, informațiile despre prezența acestora trebuie folosite pentru experimente ulterioare.

CAPITOLUL VI

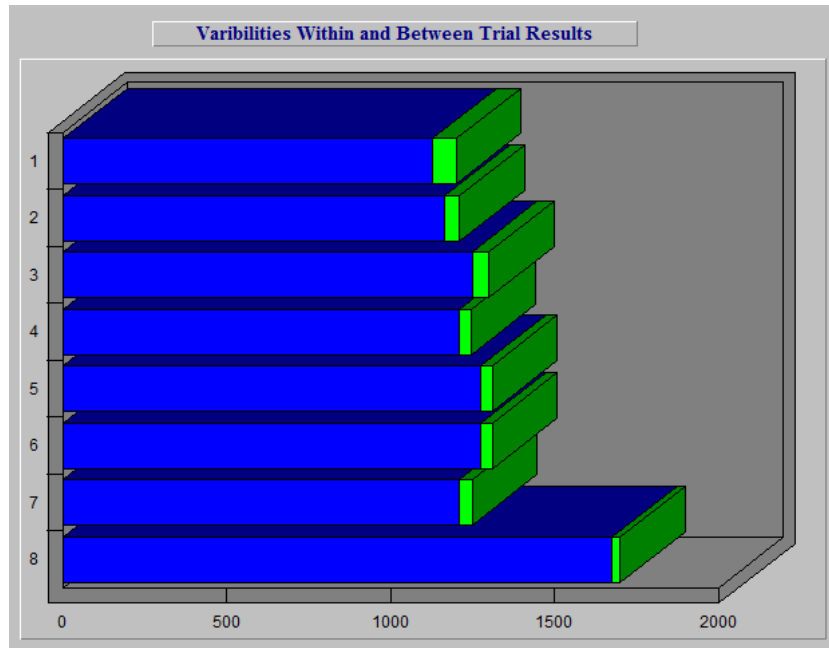


Fig. 6.4 Variabilitatea în interiorul condițiilor de experimentare și între acestea

6.1.4 Analiza efectelor medii ale factorilor asupra raportului S/N

Magnitudinea diferenței între efectele medii ($L2 - L1$), reprezintă influența relativă a unui factor asupra variabilității rezultatului. Această valoare trebuie să fie proporțională cu influența calculată în ultima coloană a tabelului ANOVA.

În figura 6.5 sunt prezentate efectele medii ale factorilor asupra raportului semnal/zgomot (S/N) și magnitudinea și sensul diferenței între acestea.

Column # / Factors	Level 1	Level 2	L2 - L1
1 Compozitie	61.678	62.692	1.014
2 Temperatura calci	61.804	62.567	.762
3 Durata racire	62.269	62.101	-.168
4 Temperatura sinte	61.868	62.503	.634
5 Durata incalzire	62.558	61.813	-.745
6 Durata mentinere	62.463	61.908	-.555
7 Presiune formare	61.769	62.601	.832

Fig. 6.5 Efectele medii ale factorilor asupra raportului S/N

În figura 6.6 sunt prezentate efectele medii ale factorului "Compoziție" iar în tabelul 6.1 valorile efectelor medii la cele două niveluri precum și media acestor efecte.

CAPITOLUL VI

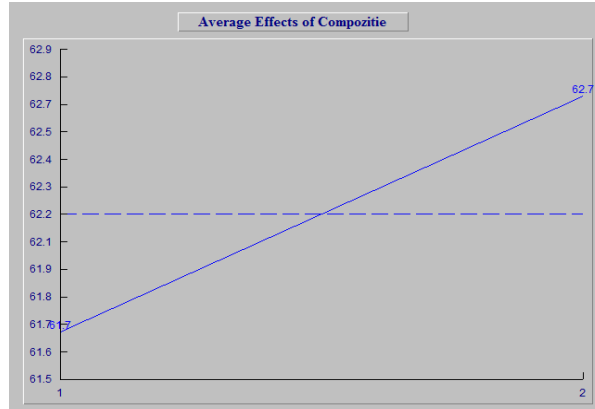


Fig. 6.6 Efectele medii ale factorului "Compozitie" asupra raportului S/N

Nivel	Factor: Compozitie	
	1	2
Efect mediu	61,678	62,692
Media efectelor medii	62,185	

Tab. 6.1 Valorile efectelor medii ale factorului "Compozitie" asupra raportului S/N

Se observă că efectul mediu asupra raportului S/N cel mai mare se obține atunci când factorul "Compozitie" se află la nivelul 2. În figura 6.7 sunt prezentate efectele medii ale factorului "Presiune formare" iar în tabelul 6.2 valorile efectelor medii la cele două niveluri precum și media acestor efecte.

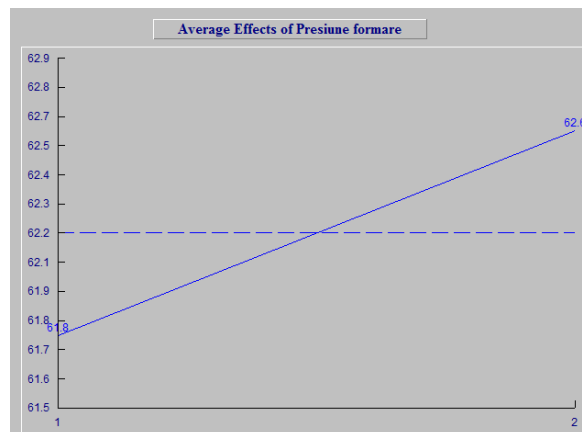


Fig. 6.7 Efectele medii ale factorului "Presiune formare" asupra raportului S/N

Nivel	Factor: Presiune formare	
	1	2
Efect mediu	61,769	62,601
Media efectelor medii	62,185	

Tab. 6.2 Valorile efectelor medii ale factorului "Presiune formare" asupra raportului S/N

CAPITOLUL VI

Se observă că efectul mediu asupra raportului S/N cel mai mare se obține atunci când factorul "Presiune formare" se află la nivelul 2.

Efectele medii ale celorlalți factori asupra raportului S/N, valorile efectelor medii la cele două niveluri precum și media acestor efecte sunt prezentate în Anexa I.

În concluzie se poate afirma că pe baza analizei efectelor medii ale factorilor asupra raportului S/N, condiția optimă este dată de poziționarea factorilor la nivelurile din tabelul 6.3.

Analiza efectelor medii ale factorilor	
Factor	Nivel
Compoziție	2
Temperatură calcinare	2
Durată răcire	1
Temperatură sinterizare	2
Durata încălzire	1
Durata menținere	1
Presiune formare	2

Tab. 6.3 Condiția optimă pe baza analizei efectelor medii ale factorilor

6.1.5 Analiza interacțiunilor factorilor

În tabelul 6.4 se prezintă toate interacțiunile posibile între doi factori.

- **Coloanele**, reprezintă reprezintă locațiile coloanelor cărora le sunt desemnați factorii care interacționează.
- **IS**, reprezintă indicele de severitate al interacțiunii (100% pentru un unghi de 90° între drepte și 0% pentru drepte paralele).
- **Rezervare**, reprezintă numărul coloanei rezervate pentru studiul respectivei interacțiuni. **Optimum**, indică nivelele dorite ale factorilor pentru condiția optimă. Dacă un factor este inclus în studiu și este găsit a fi semnificativ în tabelul ANOVA, nivelul indicat trebuie să înlocuiască nivelul indicat prin condiția optimă.

În figurile 6.8 – 6.11, sunt prezentați grafic în ordine descrescătoare indicii de severitate pentru interacțiunile din tabelul 6.4.

CAPITOLUL VI

Nr.	Interacțiuni	Col.	IS (%)	Rez.	Opt.
1	Temperatura sinterizare x Durata încălzire	4 x 5	57,65	1	[2,1]
2	Durata răcire x Durata menținere	3 x 6	57,29	5	[1,1]
3	Temperatura calcinare x Durata răcire	2 x 3	57,08	1	[2,1]
4	Durata răcire x Temperatura sinterizare	3 x 4	56,69	7	[1,2]
5	Durata menținere x Presiune formare	6 x 7	54,94	1	[1,2]
6	Temperatura sinterizare x Durata menținere	4 x 6	54,55	2	[2,1]
7	Temperatura calcinare x Durata încălzire	2 x 5	52,16	7	[2,1]
8	Durata încălzire x Presiune formare	5 x 7	47,83	2	[1,2]
9	Temperatura calcinare x Presiune formare	2 x 7	46,72	5	[2,2]
10	Temperatura calcinare x Durata menținere	2 x 6	45,44	4	[2,1]
11	Compoziție x Durata menținere	1 x 6	45,05	7	[2,1]
12	Durata răcire x Presiune formare	3 x 7	43,30	4	[1,2]
13	Compoziție x Durata răcire	1 x 3	42,91	2	[2,1]
14	Durata răcire x Durata încălzire	3 x 5	42,70	6	[1,1]
15	Compoziție x Temperatura sinterizare	1 x 4	42,34	5	[2,2]
16	Temperatura calcinare x Temp. sinterizare	2 x 4	39,72	6	[2,2]
17	Compoziție x Durata încălzire	1 x 5	36,11	4	[2,1]
18	Compoziție x Presiune formare	1 x 7	30,07	6	[2,2]
19	Durata încălzire x Durata menținere	5 x 6	12,94	3	[1,1]
20	Temperatura sinterizare x Presiune formare	4 x 7	11,47	3	[2,2]
21	Compoziție x Temperatura calcinare	1 x 2	9,47	3	[2,2]

Tab. 6.4 Interacțiunile între factori

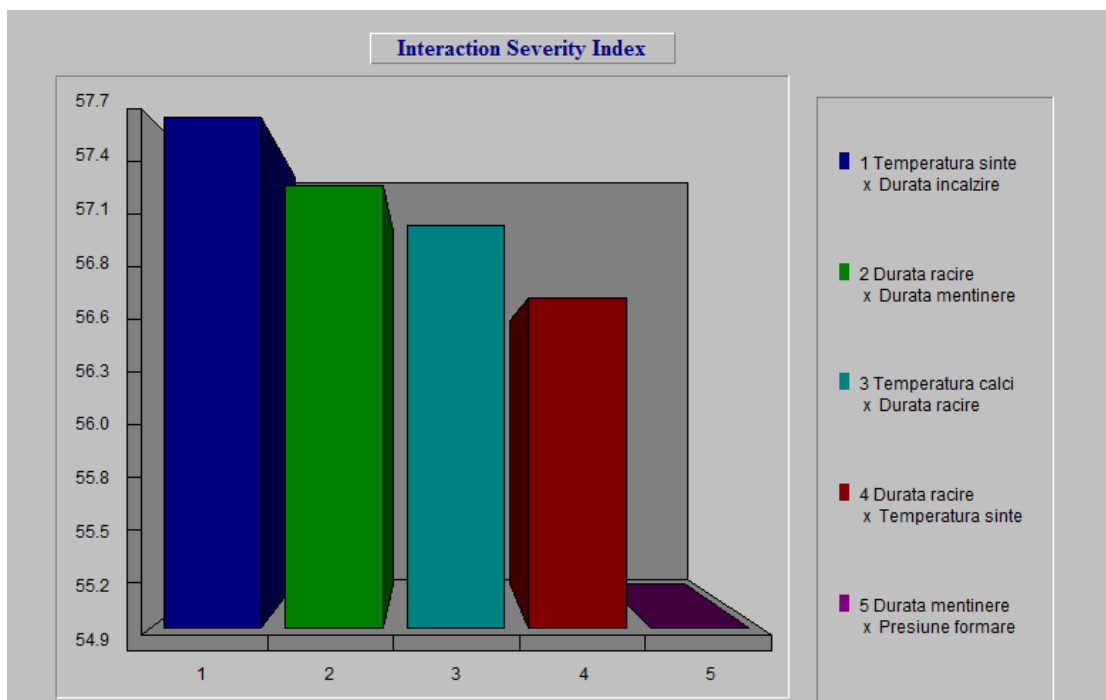


Fig. 6.8 Indicele de severitate al interacțiunii (interacțiunile 1 - 5)

CAPITOLUL VI

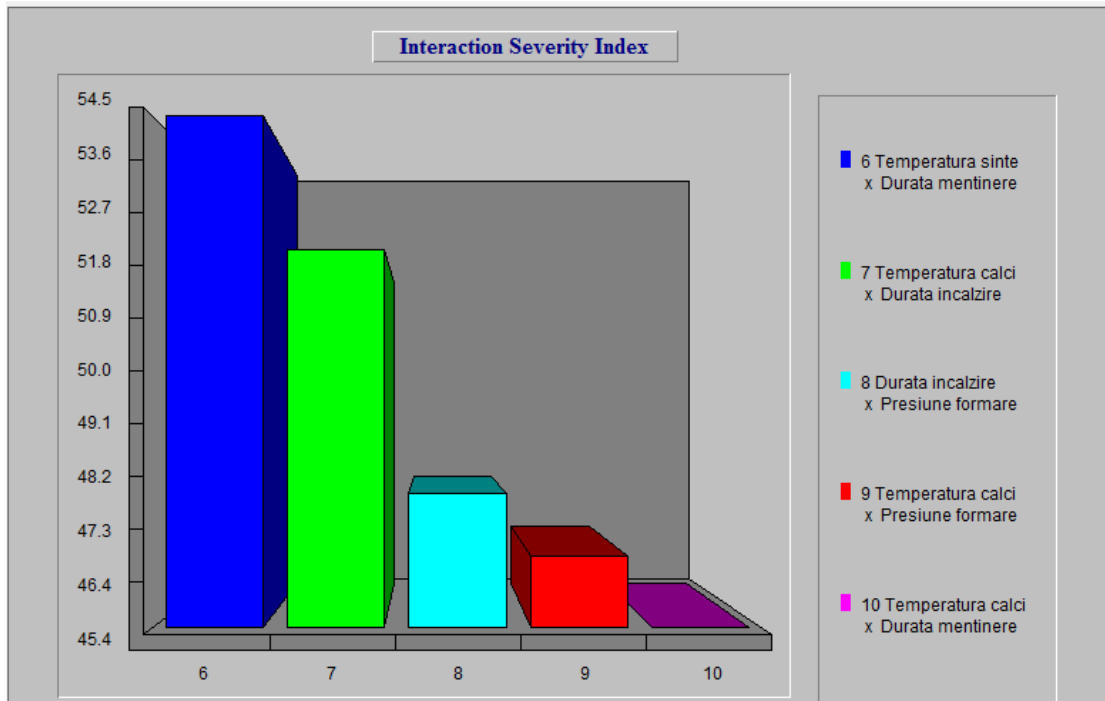


Fig. 6.9 Indicele de severitate al interacțiunii (interacțiunile 6 - 10)

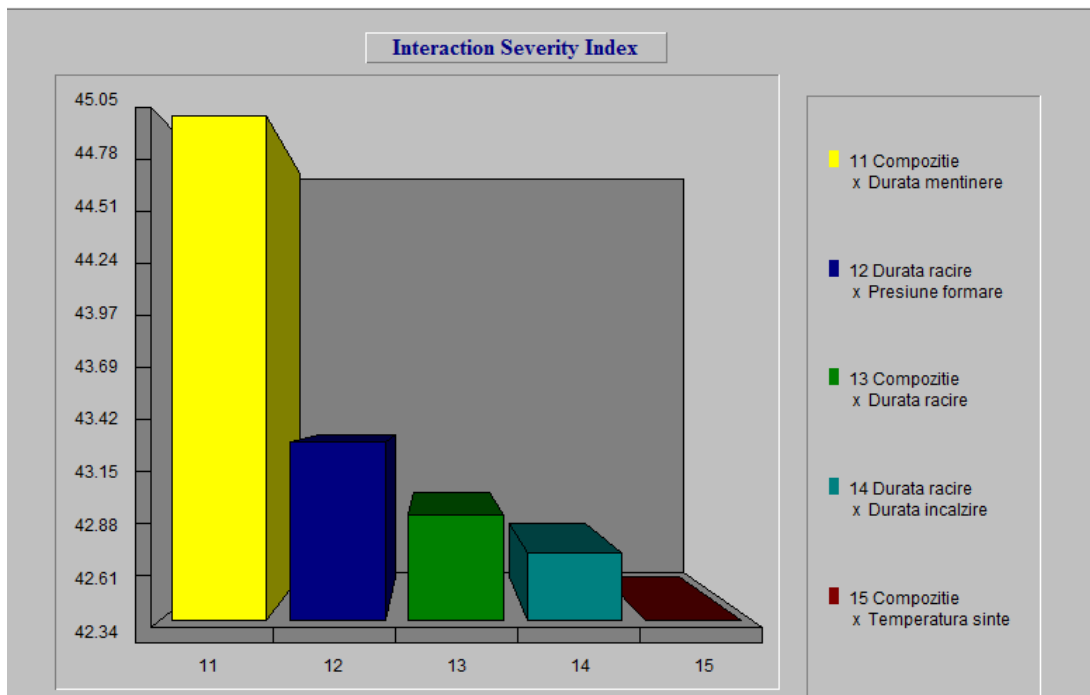


Fig. 6.10 Indicele de severitate al interacțiunii (interacțiunile 11 - 15)

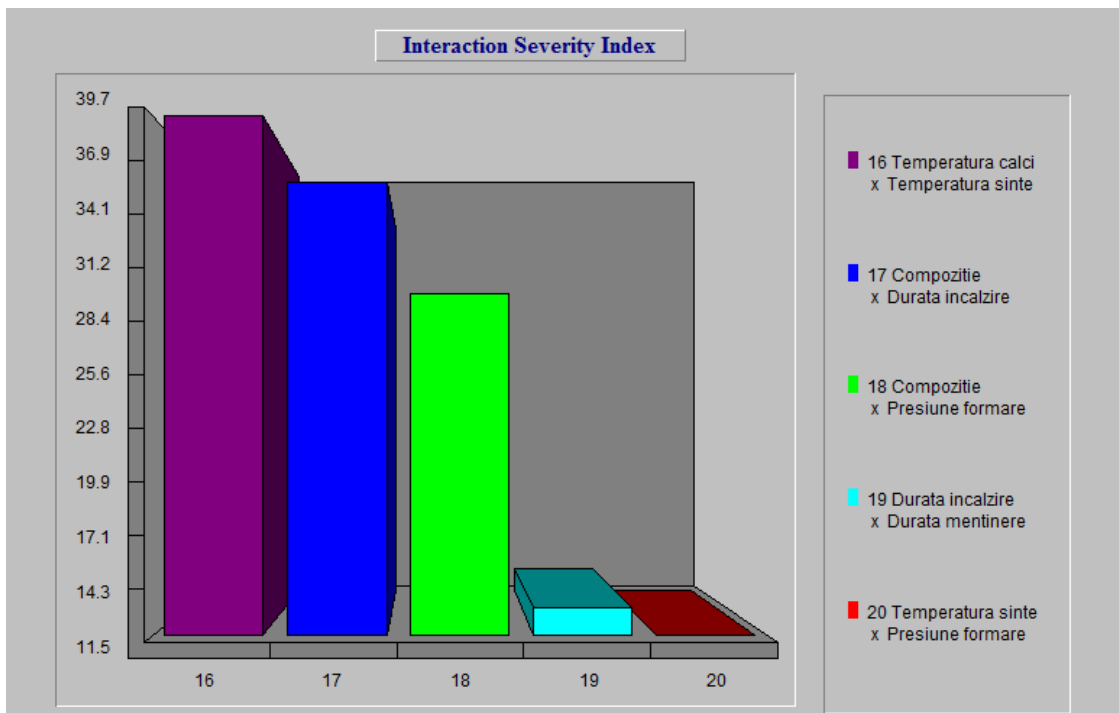


Fig. 6.11 Indicele de severitate al interacțiunii (interacțiunile 16 - 20)

Conform procedurilor standard, se vor analiza interacțiunile care au cel mai mare indice de severitate precum și cele considerate a fi importante în ceea ce privește studiul efectuat. Condițiile de optim vor fi apoi comparate cu cele rezultate efectuate în urma analizei varianței ANOVA, stabilindu-se totodată, dacă este cazul, studiul acestor interacțiuni.

În figura 6.12 este prezentată interacțiunea dintre temperatura de sinterizare și durata încălzirii iar valorile calculate pentru testul de prezență a interacțiunilor sunt date în tabelul 6.5.

CAPITOLUL VI

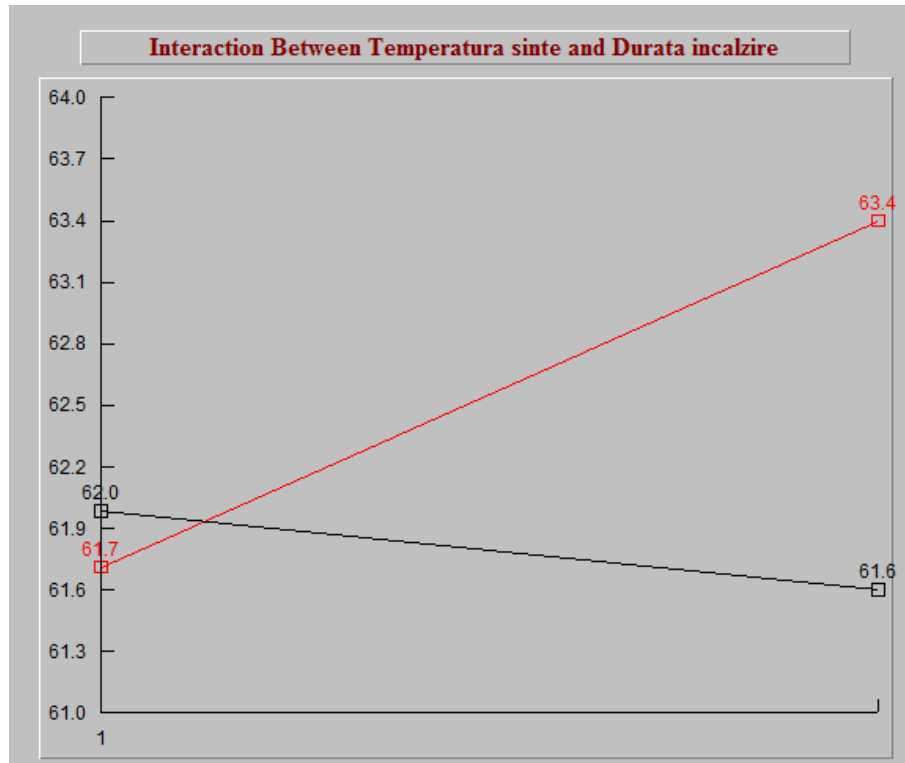


Fig. 6.12 Interacțiunea între temperatura de sinterizare și durata încălzirii

		Temperatura sinterizare	
		X1	X2
Durata încălzire	Y1	X1Y1 = 61,73	X2Y1 = 63,38
	Y2	X1Y2 = 62,00	X2Y2 = 61,62

Tab. 6.5 Valorile calculate pentru interacțiunea între temperatura de sinterizare și durata de încălzire

Se observă că nivelele dorite pentru condiția optimă sunt:

- Temperatura de sinterizare – Nivel 2
- Durata de încălzire – Nivel 1

În figura 6.13 este prezentată interacțiunea dintre durata de răcire și durata de menținere iar valorile calculate pentru testul de prezență a interacțiunilor sunt date în tabelul 6.6.

CAPITOLUL VI

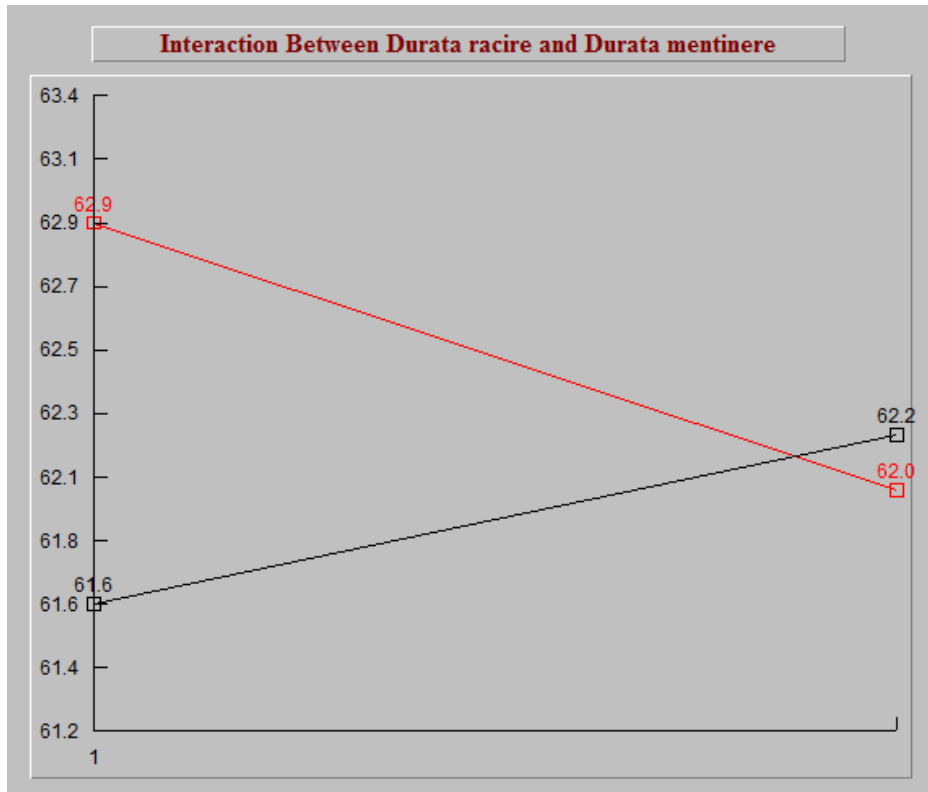


Fig. 6.13 Interacțiunea între durata de răcire și durata de menținere

		Durata de răcire	
		X1	X2
Durata de menținere	Y1	X1Y1 = 62,91	X2Y1 = 62,00
	Y2	X1Y2 = 61,61	X2Y2 = 62,19

Tab. 6.6 Valorile calculate pentru interacțiunea între durata de răcire și durata de menținere

Se observă că nivelele dorite pentru condiția optimă sunt:

- Durata de răcire – Nivel 1
- Durata de menținere – Nivel 1

În figura 6.14 este prezentată interacțiunea dintre temperatura de calcinare și durata de răcire iar valorile calculate pentru testul de prezență a interacțiunilor sunt date în tabelul 6.7.

CAPITOLUL VI

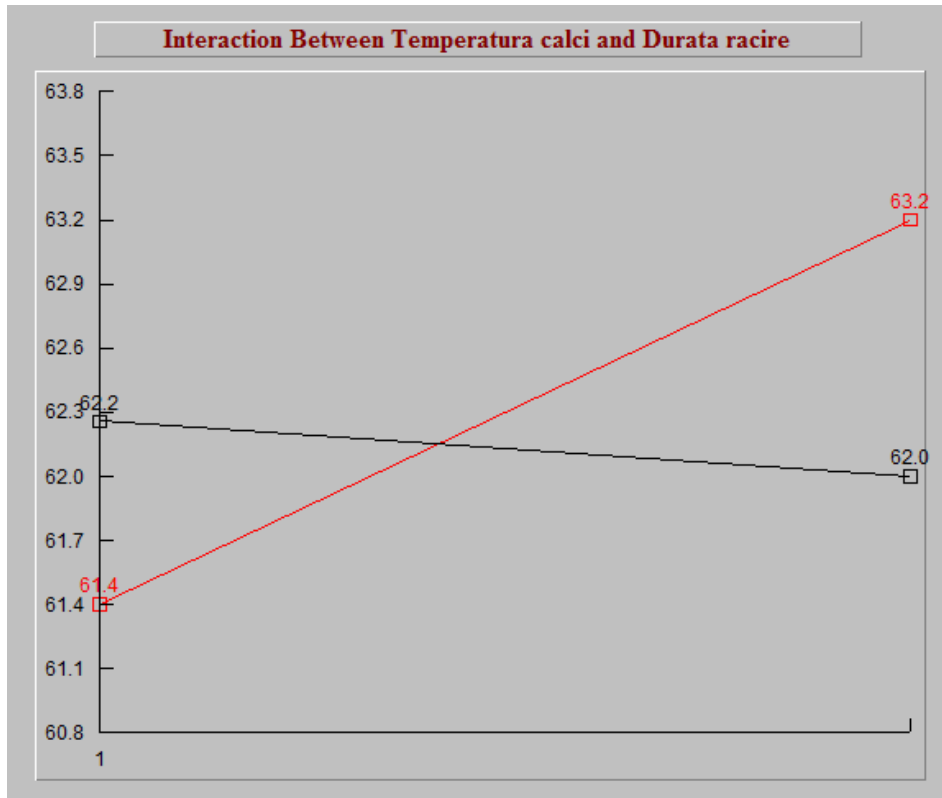


Fig. 6.14 Interacțiunea între temperatura de calcinare și durata de răcire

		Temperatura de calcinare	
		X1	X2
Durata de răcire	Y1	X1Y1 = 61,38	X2Y1 = 63,15
	Y2	X1Y2 = 62,22	X2Y2 = 61,97

Tab. 6.7 Valorile calculate pentru interacțiunea între temperatura de calcinare și durata de răcire

Se observă că nivelele dorite pentru condiția optimă sunt:

- Temperatura de calcinare – Nivel 2
- Durata de răcire – Nivel 1

În figura 6.15 este prezentată interacțiunea dintre durata de răcire și temperatura de sinterizare iar valorile calculate pentru testul de prezență a interacțiunilor sunt date în tabelul 6.8.

CAPITOLUL VI

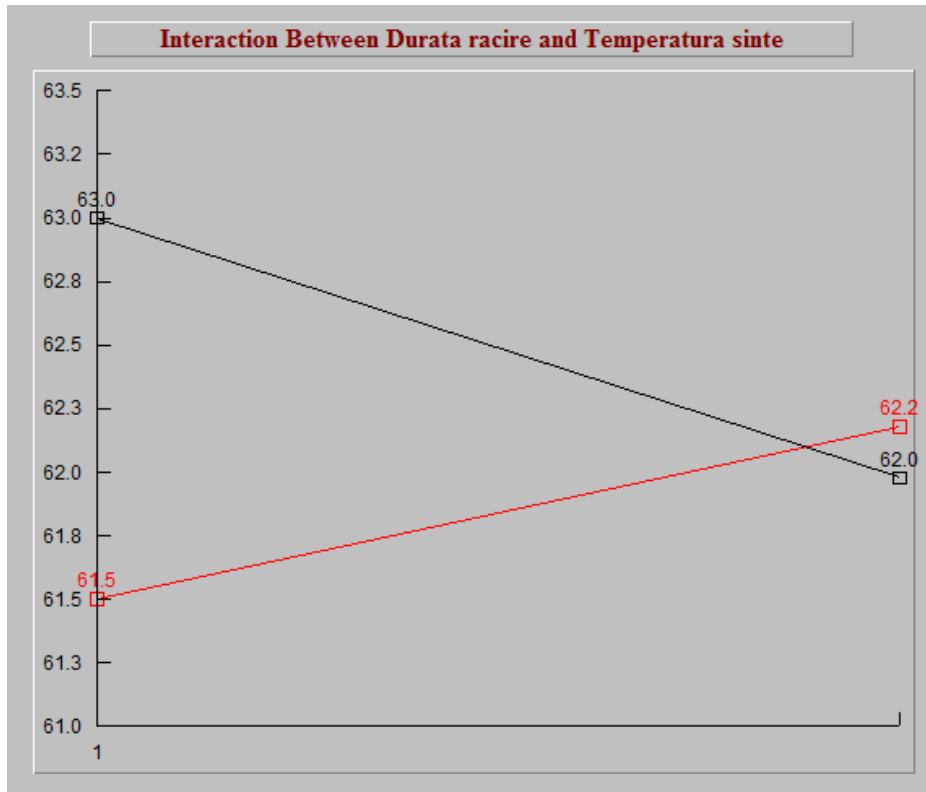


Fig. 6.15 Interacțiunea între durata de răcire și temperatura de sinterizare

		Durata de răcire	
		X1	X2
Temperatura de sinterizare	Y1	X1Y1 = 61,53	X2Y1 = 62,19
	Y2	X1Y2 = 63,00	X2Y2 = 62,00

Tab. 6.8 Valorile calculate pentru interacțiunea între durata de răcire și temperatura de sinterizare

Se observă că nivelele dorite pentru condiția optimă sunt:

- Durata de răcire – Nivel 1
- Temperatura de sinterizare – Nivel 2

Celelalte interacțiuni și valorile calculate pentru testul de prezență a interacțiunilor sunt date în Anexa II.

CAPITOLUL VI

În concluzie se poate afirma că pe baza analizei interacțiunilor factorilor, condiția optimă este dată de poziționarea factorilor la nivelurile din tabelul 6.9.

Analiza interacțiunii factorilor	
Factor	Nivel
Compoziție	2
Temperatură calcinare	2
Durată răcire	1
Temperatură sinterizare	2
Durata încălzire	1
Durata menținere	1
Presiune formare	2

Tab. 6.9 Condiția optimă pe baza analizei interacțiunilor factorilor

6.1.6 Analiza varianței cu metoda ANOVA

În tabelul ANOVA din figura 6.10 se examinează ultima coloană din dreapta care reprezintă influența relativă procentuală a factorilor și interacțiunilor (dacă este cazul) la variabilitatea rezultatului.

Col # / Factor	DOF (f)	Sum of Sqrs. (S)	Variance (V)	F - Ratio (F)	Pure Sum (S')	Percent P(%)
1 Compozitie	1	2.055	2.055	----	2.055	28.569
2 Temperatura calci	1	1.162	1.162	----	1.162	16.159
3 Durata racire	1	.056	.056	----	.056	.781
4 Temperatura sinte	1	.806	.806	----	.806	11.212
5 Durata incalzire	1	1.109	1.109	----	1.109	15.419
6 Durata mentinere	1	.619	.619	----	.619	8.616
7 Presiune formare	1	1.382	1.382	----	1.382	19.221
Other/Error	0					
Total:	7	7.194				100.00%

Fig. 6.10 Tabelul ANOVA

Indiferent de mărimea experimentului sau natura rezultatului, trebuie să se ia în considerare eliminarea factorilor care nu prezintă importanță.

În acest caz se elimină factorul "Durata de răcire", conform figurii 6.11, care are o contribuție de 0,781 %. De remarcat că gradul de libertate (gdl) al erorii trebuie să fie diferit de zero deoarece întotdeauna există eroare instrumentală. Procentul influenței

CAPITOLUL VI

termenului de eroare (5,49 %) reprezintă influența combinată a factorilor neincluși în studiu, factorii de zgomot și orice anomalie experimentală neintenționată.

Col # / Factor	DOF (f)	Sum of Sqrs. (S)	Variance (V)	F - Ratio (F)	Pure Sum (S')	Percent P(%)
1 Compozitie	1	2.055	2.055	36.571	1.999	27.788
2 Temperatura calci	1	1.162	1.162	20.686	1.106	15.378
3 Durata racire	(1)	(.056)		POOLED (CL= *NC*)		
4 Temperatura sinte	1	.806	.806	14.353	.75	10.431
5 Durata incalzire	1	1.109	1.109	19.738	1.053	14.638
6 Durata mentinere	1	.619	.619	11.03	.563	7.835
7 Presiune formare	1	1.382	1.382	24.605	1.326	18.44
Other/Error	1	.057	.057			5.49
Total:	7	7.194				100.00%

Fig. 6.11 Tabelul ANOVA după eliminare factorului "Durata de răcire"

În figurile 6.12 – 6.13 sunt prezentate în ordine descrescătoare influențele factorilor semnificativi iar în figura 6.14 sunt prezentate influențele factorilor și a erorii.

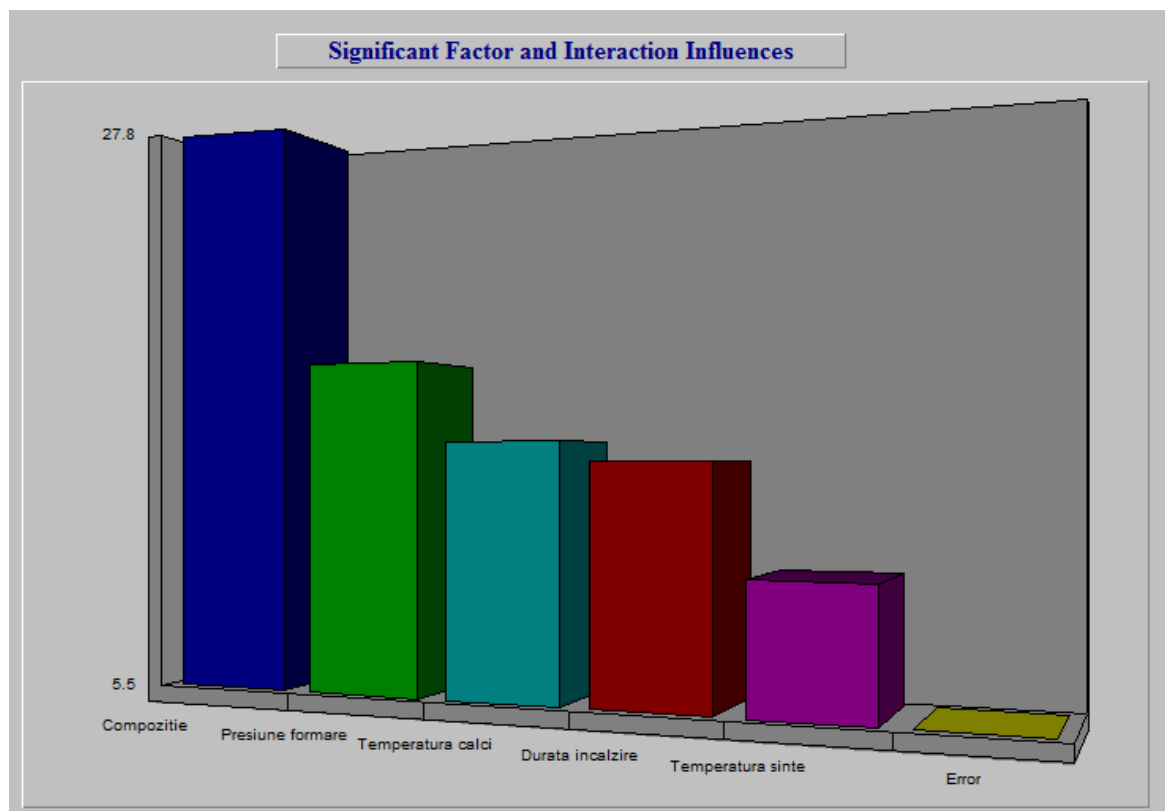


Fig. 6.12 Influențele factorilor semnificativi (primii 6, inclusiv factorul eroare)

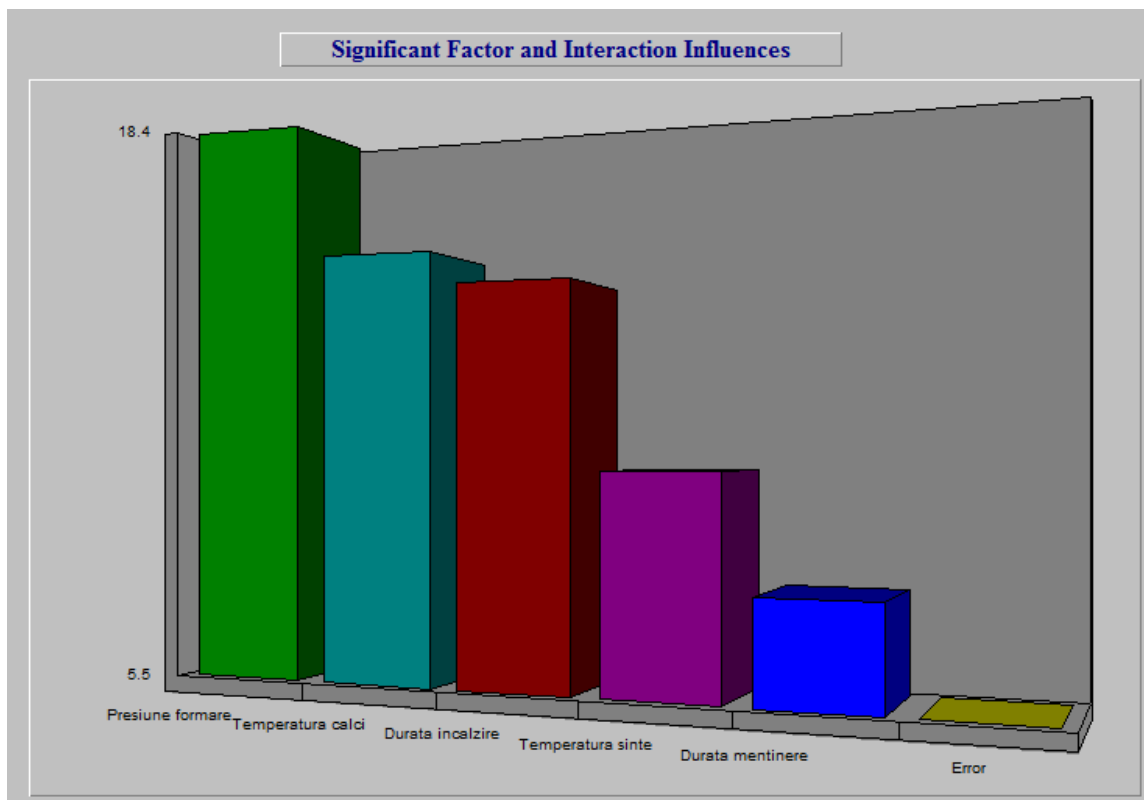


Fig. 6.13 Influențele factorilor semnificativi (ultimii 6, inclusiv factorul eroare)

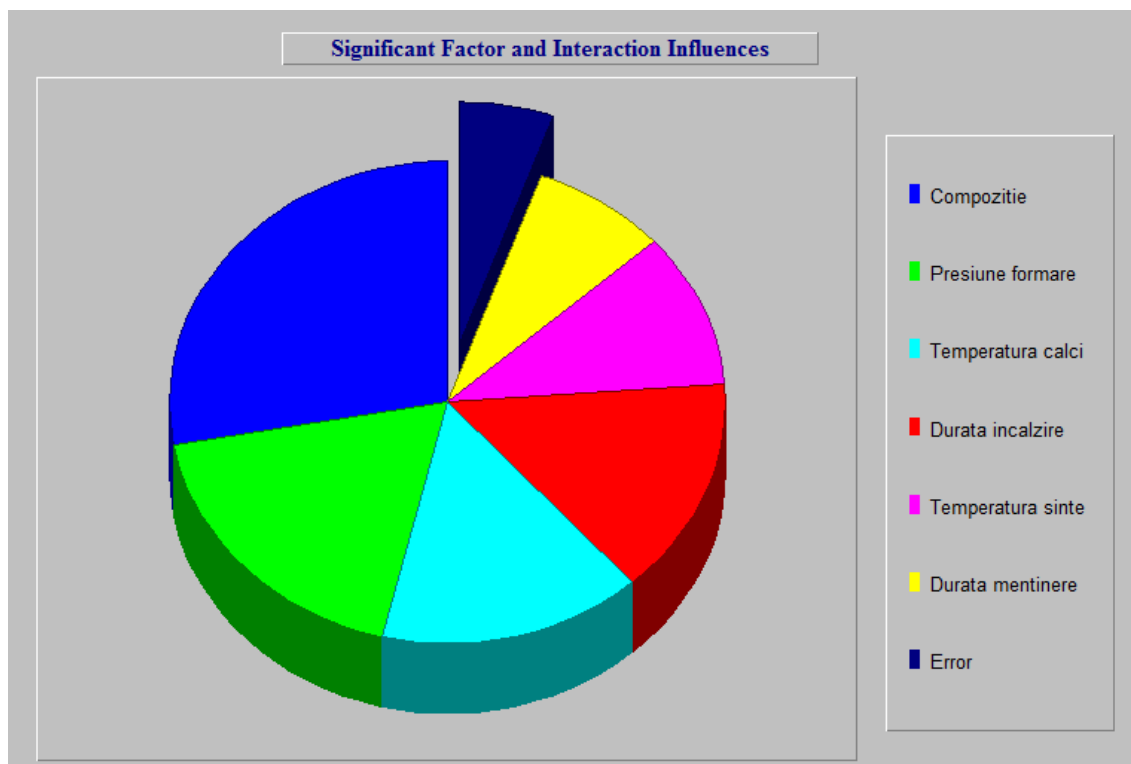


Fig. 6.14 Influențele factorilor semnificativi (inclusiv factorul eroare)

CAPITOLUL VI

Ordinea importanței factorilor precum și procentul corespunzător sunt prezentate în tabelul 6.10.

Ordinea importanței	Factor	Procent [%]
1	Compoziție	27,788
2	Presiune formare	18,440
3	Temperatură calcinare	15,378
4	Durată încălzire	14,368
5	Temperatură sinterizare	10,341
6	Durată sinterizare	7,535
7	Eroare/altele	5,490
TOTAL = 100%		

Tab. 6.10 Ordinea importanței factorilor

6.1.7 Analiza condițiilor optime și a performanței

Tabelul de optim prezentat în figura 6.15 reprezintă ecuația predictivă pentru performanță la condiția optimă și orice altă condiție posibilă. Valorile calculate și prezentate în tabel sunt cele pentru condiția optimă. În calculul performanței așteptate se include numai factorii semnificativi, condiția optimă fiind determinată pe baza caracteristicii de calitate selectată pentru analiză. Se observă că nivelele factorilor de optim sunt consistente cu cele prezentate în analiza efectelor medii și a interacțiunilor factorilor prezentate anterior

Column # / Factor	Level Description	Level	Contribution
1 Compozitie	2% TiO2	2	.507
2 Temperatura calci	950 C	2	.381
4 Temperatura sinte	1100 C	2	.317
5 Durata incalzire	8 h	1	.372
6 Durata mentinere	1 h	1	.277
7 Presiune formare	2000 daN/cm2	2	.415
Total Contribution From All Factors.....			2.269
Current Grand Average Of Performance...			62.185
Expected Result At Optimum Condition...			64.454

Fig. 6.15 Tabelul de optim

În figura 6.16 se prezintă calculul performanței performanței așteptate cu factori la nivele diferite de cele identificate ca fiind optime. Pentru studiul de față se consideră factorul "Durata de răcire" la nivelul 2 și se observă că valoarea așteptată la acest nivel este de 64,369, relativ apropiată de cea optimă 64,454. Pe de o parte se

CAPITOLUL VI

consideră că acest factor este nesemnificativ (conform analizei ANOVA) iar pe de altă parte răcirea se efectuează în tub de cuarț și deci în experimentele de confirmare se poate folosi nivelul 2.

Column # / Factor	Level Description	Level	Contribution
1 Compozitie	2% TiO2	2	.507
2 Temperatura calci	950 C	2	.381
3 Durata racire	5.5 h	2	-.085
4 Temperatura sinte	1100 C	2	.317
5 Durata incalzire	8 h	1	.372
6 Durata mentinere	1 h	1	.277
7 Presiune formare	2000 daN/cm2	2	.415
Total Contribution From All Factors...			2.184
Current Grand Average Of Performance...			62.185
Expected Result At Optimum Condition...			64.369

Fig. 6.16 Tabelul performanței așteptate pentru factorul "Durata de răcire" la nivelul 2

În figura 6.17 se prezintă modul în care contribuțiile diferiților factori ajută la obținerea îmbunătățirii preconizate.

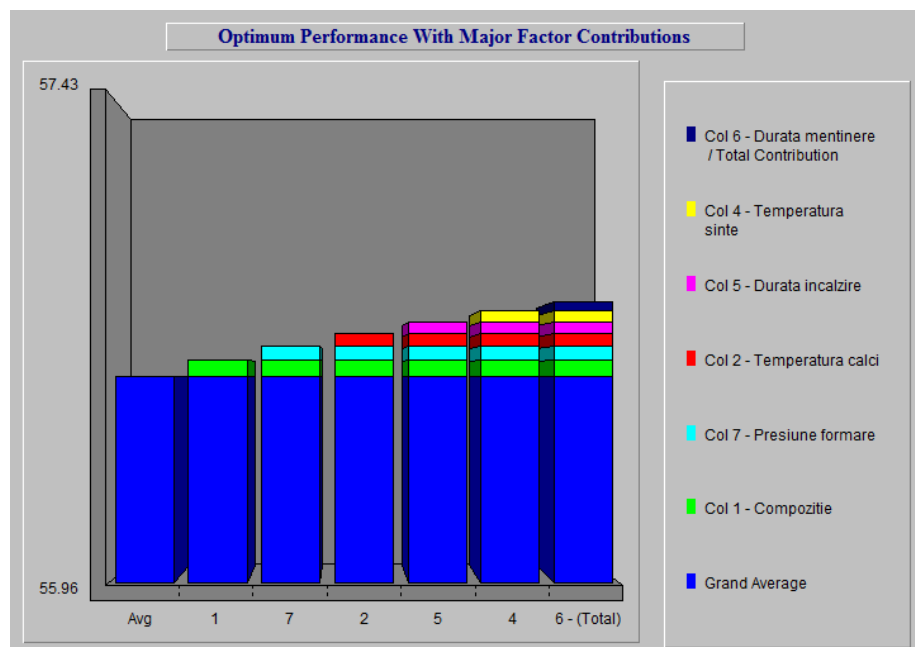


Fig. 6.17 Performanța optimă cu prezentarea contribuțiilor factorilor principali

CAPITOLUL VI

Pentru un nivel de încredere $P = 95\%$ (nivel de semnificație $\alpha = 1 - P = 5\%$), intervalul de încredere Δ , se calculează cu relația (6.1)

$$\Delta = \pm \sqrt{\frac{F(n_1, n_2) \cdot V_e}{N_e}} \quad (6.1)$$

Unde :

- $F(n_1, n_2) = 1,6$ (valoare calculată)
- $n_1 = 1$ (gradul de libertate al erorii)
- $n_2 = 1$
- $V_e = 0,0562$ (varianța erorii)
- $N_e = 1,14$ (numărul efectiv al replicărilor)
- numărul gradelor de libertate al factorilor ($gdl = 6$) este inclus în estimatie

Rezultă pentru intervalul de încredere valoarea $\Delta = \pm 0,28$ și deci valoarea așteptată a raportului S/N la optimum este $64,454 \pm 0,028$, adică un interval de încredere $[64,174 ; 64,734]$.

Valoarea așteptată exprimată în unități ale caracteristicii de calitate bazată pe S/N = 64,454 (valoarea optimă) este $Y_{\text{așteptat}} = 1669,937 \text{ daN/cm}^2$

Valoarea așteptată exprimată în unități ale caracteristicii de calitate bazată pe S/N = 64,734 (limita superioară de încredere) este $Y_{\text{așteptat}} = 1724,745 \text{ daN/cm}^2$ iar pentru S/N = 64,174 (limita inferioară de încredere) este $Y_{\text{așteptat}} = 1616,870 \text{ daN/cm}^2$. Rezultă un interval de încredere pentru caracteristica de calitate studiată (rezistența la compresiune), $[1616,870 ; 1724,745] \text{ daN/cm}^2$. Rezultatele sunt sintetizate în tabelul 6.11.

Caracteristica	U.M.	Limita inferioară de încredere	Limita superioară de încredere	Valoarea optimă așteptată
Raportul S/N	-	64,174	64,734	64,454
Rezistența la compresiune	daN/cm ²	1616,870	1724,745	1669,937

Tab. 6.11 Valorile optime așteptate pentru raportul S/N și rezistența la compresiune

CAPITOLUL VI

Un alt mod de arăta îmbunătățirea performanței este de a prezenta modificarea în distribuția normală. Astfel, raportul S/N îmbunătățit la condițiile optime, corespunde unei reduceri a abaterii standard. Se va prezenta grafic (figura 6.18) distribuția normală pentru condițiile curente și îmbunătățite, ținând cont de următoarele presupuneri:

- ✓ Performanța optimă este presupus a fi la țintă (numai în scopuri de reprezentare grafică).
- ✓ Atunci când nu există o valoare nominală/țintă (ca și în cazul de față "cu cât mai mare cu atât mai bine"), media rezultatelor va fi folosită ca și valoare țintă.
- ✓ Pierderea înainte de experiment este presupus a fi 1\$ (100 cenți) pentru a putea calcula economiile realizabile.
- ✓ Limita superioară de control (UCL) și limita inferioară de control (LCL) sunt presupus a fi la $\pm 3\sigma$ pentru a putea calcula valorile Cp și Cpk.
- ✓ Abaterea standard (σ) la condițiile îmbunătățite se presupune a fi proporțională cu modificarea raportului S/N.

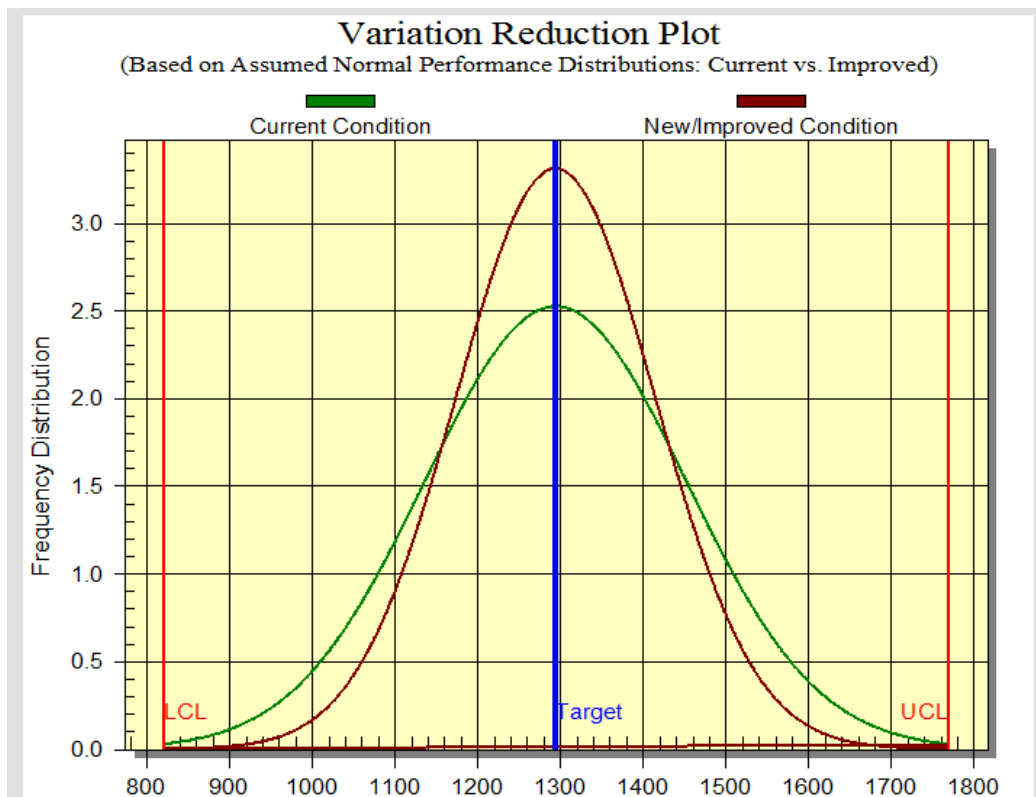


Fig. 6.18 Graficul reducerii variației pe baza condițiilor îmbunătățite

CAPITOLUL VI

În tabelul 6.12 se prezintă comparativ situația parametrilor corespunzători condițiilor curente și îmbunătățite.

Experiment inițial	Condiții curente	Condiții previzionate	
Raportul S/N	62,185	64,454	
Media	1294,62	1294,62	
Abaterea standard	158,054	121,707	
Cp	1	1,298	
Cpk	1	1,298	
Economii	-	40,7 cenți/1\$ pierdere	
Limite de control		LCL	UCL
		820,462	1768,787

Tab. 6.12 Situația comparativă a parametrilor condiției curente versus condiției îmbunătățite

6.1.8 Experimente de confirmare

6.1.8.1 Experimentul de confirmare numărul 1

În tabelul 6.13 se prezintă condițiile de realizare a experimentului de confirmare numărul 1:

Nr.	Factor	Nivel	Descriere nivel
1	Compoziție	2	2% TiO ₂
2	Temperatură calcinare	2	950 °C
3	Durata răcire	1	4 h
4	Temperatura sinterizare	2	1100 °C
5	Durata încălzire	1	8 h
6	Durata menținere	1	1 h
7	Presiune formare	2	2000 daN/cm ²

Tab. 6.13 Condițiile de realizare a experimentului de confirmare numărul 1

Pentru analiza statistică a rezultatelor experimentului de confirmare numărul 1 s-a optat pentru caracteristica de calitate (rezistența la compresiune) varianta NTB "nominal cel mai bun", luându-se în considerare valorile optime așteptate conform tabelului 6.11. Ca valoare țintă (nominală) s-a luat în considerare $Y_{\text{țintă}} = 1750$ daN/cm², limita inferioară specificată $LSL = 1700$ daN/cm², respectiv limita superioară specificată $USL = 1800$ daN/cm².

CAPITOLUL VI

Au fost sinterizate 25 de piese (probe) în condițiile precizate, rezultatele obținute pentru rezistența la compresiune și elementele statistice corespunzătoare sunt prezentate în tabelul 6.14 iar distribuția normală corespunzătoare în figura 6.19

Nr.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Rc [daN/cm²]	1725	1735	1755	1745	1710	1750	1730	1750	1755	1745
Nr.	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
Rc [daN/cm²]	1755	1725	1725	1745	1725	1755	1735	1765	1760	1735
Nr.	21	22	23	24	25					
Rc [daN/cm²]	1740	1760	1760	1725	1755					
Media	1742,599 daN/cm²									
Abaterea standard	14,798									
Raportul S/N	64,823 (BTB) ; -24,23 (NTB)									
Domeniul de variație	55 daN/cm²									

Tab. 6.14 Datele obținute în urma experimentului de confirmare numărul 1 și elementele statistice corespunzătoare

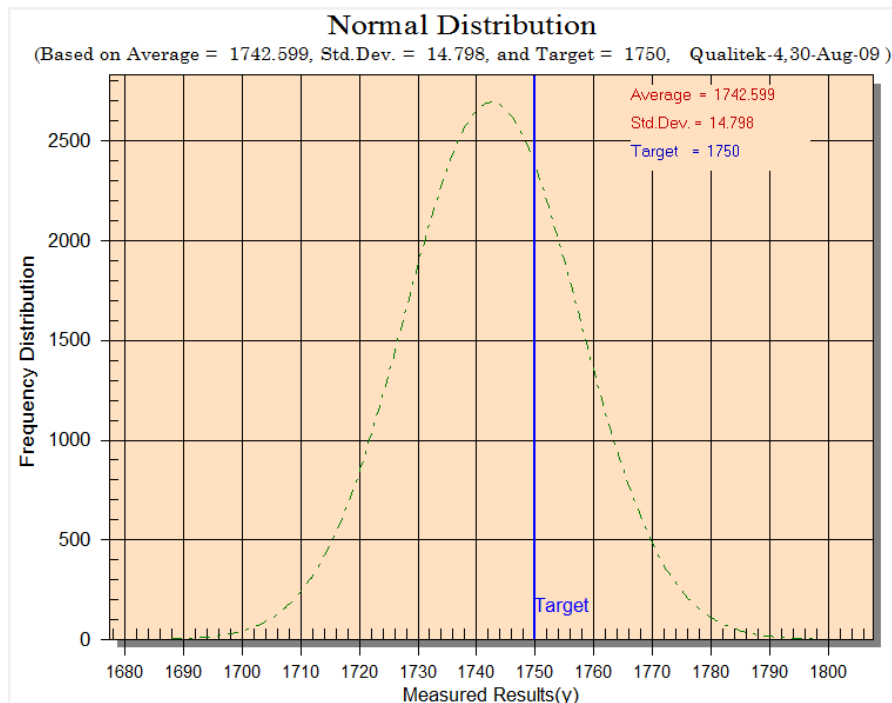


Fig. 6.19 Distribuția normală a datelor obținute în urma experimentului de confirmare numărul 1

CAPITOLUL VI

6.1.8.2 Experimentul de confirmare 2

În tabelul 6.15 se prezintă condițiile de realizare a experimentului de confirmare:

Nr.	Factor	Nivel	Descriere nivel
1	Compoziție	2	2% TiO ₂
2	Temperatură calcinare	2	950 °C
3	Durata răcire	2	5,5 h (în fiolă de cuarț)
4	Temperatura sinterizare	2	1100 °C
5	Durata încălzire	1	8 h
6	Durata menținere	1	1 h
7	Presiune formare	2	2000 daN/cm ²

Tab. 6.15 Condițiile de realizare a experimentului de confirmare numărul 2

Pentru analiza statistică a rezultatelor experimentului de confirmare 2 s-a optat pentru caracteristica de calitate (rezistența la compresiune) varianta NTB "nominal cel mai bun", luându-se în considerare valorile optime așteptate conform tabelului 6.30. Ca valoare țintă (nominală) s-a luat în considerare $Y_{\text{țintă}} = 1750 \text{ daN/cm}^2$, limita inferioară specificată $LSL = 1700 \text{ daN/cm}^2$, respectiv limita superioară specificată $USL = 1800 \text{ daN/cm}^2$. Au fost sinterizate 25 de piese (probe) în condițiile precizate, rezultatele obținute pentru rezistența la compresiune și elementele statistice corespunzătoare sunt prezentate în tabelul 6.16 iar distribuția normală corespunzătoare în figura 6.20.

Nr.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Rc [daN/cm²]	1765	1755	1760	1740	1745	1755	1740	1735	1770	1765
Nr.	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
Rc [daN/cm²]	1760	1745	1745	1740	1755	1775	1770	1745	1755	1765
Nr.	21	22	23	24	25					
Rc [daN/cm²]	1745	1765	1775	1745	1750					
Media	1754,599 daN/cm ²									
Abaterea standard	11.895									
Raportul S/N	64,822 (BTB) ; -21,959 (NTB)									
Domeniul de variație	40 daN/cm ²									

Tab. 6.16 Datele obținute în urma experimentului de confirmare numărul 2 și elementele statistice corespunzătoare

CAPITOLUL VI

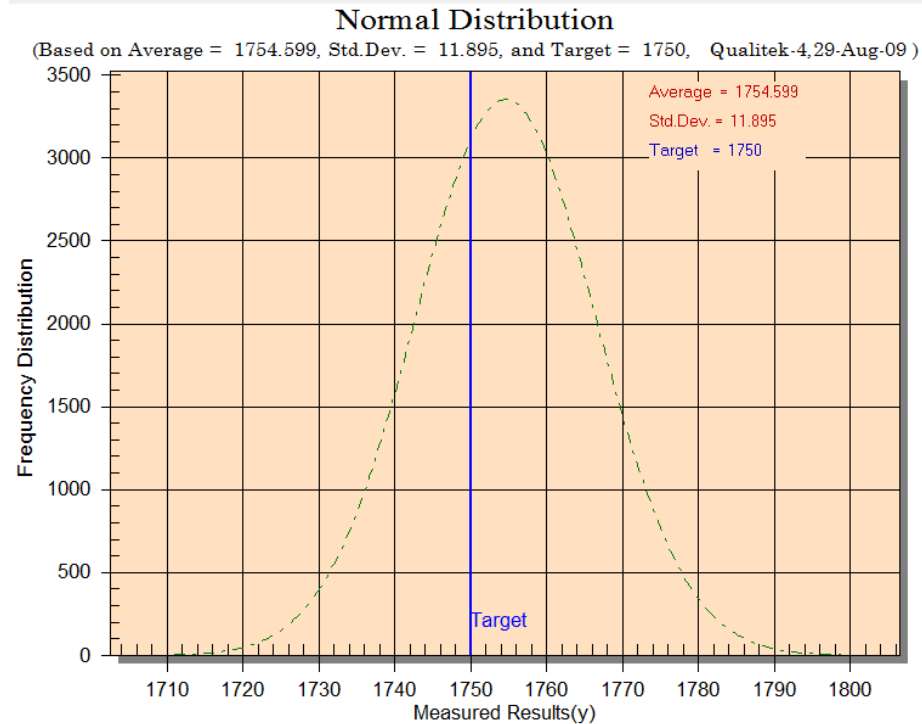


Fig. 6.20 Distribuția normală a datelor obținute în urma experimentului de confirmare numărul 2

În figura 6.21 se prezintă comparativ graficele reducerii variației pentru cele două experimente de confirmare iar în tabelul 6.17 situația comparativă a parametrilor condiției previzionate versus condițiilor obținute prin experimentele de confirmare.

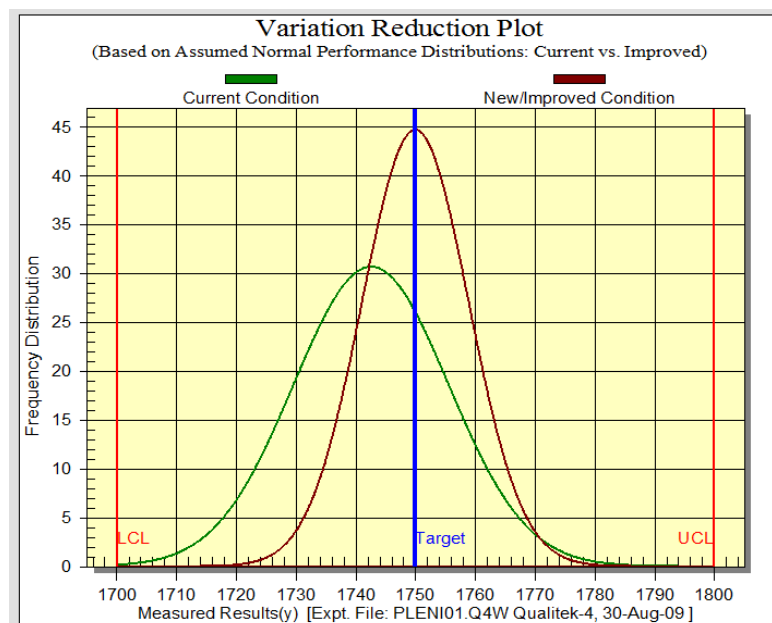


Fig. 6.21 Graficele reducerii variației pentru cele două experimente de confirmare

CAPITOLUL VI

Experiment inițial	Condiții previzionate		Condiții previzionate pe baza raportului S/N optim și a intervalului de încredere		Condiții obținute în experimentul de confirmare numărul 1		Condiții obținute în experimentul de confirmare numărul 2	
			LCL	UCL	LSL	USL	LCL	UCL
Raportul S/N	64,454		64,454		64,823		64,868	
Media	1294,65		1669,937		1742,599		1754,599	
Abaterea standard	121,707		-		14,798		11,895	
Cp	1,298		-		1,129		1,401	
Cpk	1,298		-		0,962		1,272	
Economii	40,7 cenți/1\$ pierdere		-		45,8 cenți/1\$ pierdere		52,9 cenți/1\$ pierdere	
Limite de control	LCL	UCL	LCL	UCL	LSL	USL	LCL	UCL
	820,462	1768,78	1616,87	1724,74	1700	1800	1711	1789

Tab. 6.17 Situația comparativă a parametrilor condiției previzionate versus condițiilor obținute prin experimentele de confirmare

6.1.9 Simularea factorială completă a comportamentului sistemului

Verificarea exactității proiectării experimentelor pe baza unei matrici ortogonale L_8 poate fi făcută cu ajutorul rezultatelor simulării factoriale complete ($2^7 = 128$ rezultate pentru experimentul factorial complet). Există posibilitatea să se lucreze cu un set predefinit de ecuații care pot fi rezolvate în condiții factoriale complete (toate posibilitățile). Prima ecuație (relația 6.2) reprezintă o relație generalizată neliniară între caracteristica de performanță ($Y =$ Rezistența la compresiune) și cei șapte factori ($A =$ Compoziție; $B =$ Temperatură calcinare; $D =$ Durată răcire; $E =$ Temperatură sinterizare; $F =$ Durată încălzire; $G =$ Durată menținere; $F =$ Presiune formare).

$$Y = A^{k_1} + B^{k_2} + \frac{C^{k_3} \cdot D^{k_4} \cdot E^{k_5}}{F^{k_6} \cdot G^{k_7}} \quad (6.2)$$

Unde k_1, \dots, k_7 reprezintă coeficienți constanți / exponenți

Ecuația din relația (6.3) reprezintă o altă posibilitate de a prezenta o relație polinomială de ordin superior între caracteristica de performanță și cei șapte factori.

CAPITOLUL VI

$$Y = A^{k_1} + B^{k_2} + (k_3 + k_4 + k_5) \cdot \frac{C \cdot D \cdot E}{F^{k_6} \cdot G^{k_7}} \quad (6.3)$$

Unde k_1, \dots, k_7 reprezintă coeficienți constanți / exponenți

Ecuția din relația (6.4) prezintă o relație liniară între caracteristica de performanță și cei șapte factori.

$$Y = k_1 \cdot A + k_2 \cdot B + k_3 \cdot C + k_4 \cdot D + k_5 \cdot E + k_6 \cdot F + k_7 \cdot G \quad (6.4)$$

Unde k_1, \dots, k_7 reprezintă coeficienți constanți / exponenți

Ecuția din relația (6.5) prezintă o relație pătratică între caracteristica de performanță și cei șapte factori.

$$Y = k_1 \cdot A^2 + (k_2 + k_3) \cdot B \cdot C + (k_4 + k_5) \cdot D \cdot E + k_6 \cdot F^2 + k_7 \cdot G^2 \quad (6.5)$$

Unde k_1, \dots, k_7 reprezintă coeficienți constanți / exponenți

Ecuția din relația (6.6) prezintă o relație cubică hiperbolică între caracteristica de performanță și cei șapte factori.

$$Y = k_1 \cdot A^2 + k_2 \cdot B^3 + (k_3 + k_4 + k_5) \cdot \frac{C \cdot D \cdot E}{k_6 \cdot F^2 + k_7 \cdot G^2} \quad (6.6)$$

Unde k_1, \dots, k_7 reprezintă coeficienți constanți / exponenți

Presupunând că ecuația caracteristică reprezintă comportamentul sistemului, valoarea maximă obținută din combinațiile experimentului factorial complet, poate fi considerată ca fiind soluția exactă cu care poate fi comparată soluția din experimentul bazat pe matricea ortogonală L_8 . De asemenea performanța la condițiile optime poate fi comparată cu soluția exactă pentru a stabili exactitatea predicției experimentului L_8 .

CAPITOLUL VI

Au fost efectuate 2000 de simulări pentru fiecare ecuație caracteristică din relațiile (6.2) – (6.6), obținându-se pentru ecuația caracteristică din relația (6.7) rezultatele simulării experimentului factorial complet din tabelul 6.18.

$$Y = (10 \cdot A)^{1,97} + (0,1 \cdot B)^{1,55} + \frac{(10 \cdot C)^{0,61} \cdot (0,1 \cdot D)^{1,13} \cdot (10 \cdot E)^{1,53}}{(5 \cdot F)^{0,82} \cdot (0,1 \cdot G)^{1,95}} \quad (6.7)$$

Nr.	Combinăția factorilor							Valoarea calculată	L ₈
1	1	1	1	1	1	1	1	1149,59	L₈ - # 1
2	1	1	1	1	1	1	2	1115,12	
3	1	1	1	1	1	2	1	1149,55	
4	1	1	1	1	1	2	2	1115,62	
5	1	1	1	1	2	1	1	1182,29	
6	1	1	1	1	2	1	2	1133,79	
7	1	1	1	1	2	2	1	1115,23	
8	1	1	1	1	2	2	2	1133,77	
9	1	1	1	2	1	1	1	1158,73	
10	1	1	1	2	1	1	2	1120,34	
11	1	1	1	2	1	2	1	1158,68	
12	1	1	1	2	1	2	2	1120,32	
13	1	1	1	2	2	1	1	1195,15	
14	1	1	1	2	2	1	2	1141,13	
15	1	1	1	2	2	2	1	1195,08	
16	1	1	1	2	2	2	2	1141,11	L₈ - # 2
17	1	1	2	1	1	1	1	1166,82	
18	1	1	2	1	1	1	2	1124,96	
19	1	1	2	1	1	2	1	1166,77	
20	1	1	2	1	1	2	2	1124,94	
21	1	1	2	1	2	1	1	1206,53	
22	1	1	2	1	2	1	2	1147,63	
23	1	1	2	1	2	2	1	1206,45	
24	1	1	2	1	2	2	2	1147,61	
25	1	1	2	2	1	1	1	1177,92	
26	1	1	2	2	1	1	2	1131,29	
27	1	1	2	2	1	2	1	1177,86	
28	1	1	2	2	1	2	2	1131,28	
29	1	1	2	2	2	1	1	1222,14	
30	1	1	2	2	2	1	2	1156,55	
31	1	1	2	2	2	2	1	1222,06	
32	1	1	2	2	2	2	2	1156,52	
33	1	2	1	1	1	1	1	1243,06	
34	1	2	1	1	1	1	2	1208,59	
35	1	2	1	1	1	2	1	1243,02	
36	1	2	1	1	1	2	2	1208,58	

CAPITOLUL VI

37	1	2	1	1	2	1	1	1275,76	
38	1	2	1	1	2	1	2	1227,26	
39	1	2	1	1	2	2	1	1275,70	
40	1	2	1	1	2	2	2	1227,24	
41	1	2	1	2	1	1	1	1252,20	
42	1	2	1	2	1	1	2	1213,81	
43	1	2	1	2	1	2	1	1252,12	
44	1	2	1	2	1	2	2	1213,79	
45	1	2	1	2	2	1	1	1288,61	
46	1	2	1	2	2	1	2	1234,60	
47	1	2	1	2	2	2	1	1288,54	
48	1	2	1	2	2	2	2	1234,58	
49	1	2	2	1	1	1	1	1260,49	
50	1	2	2	1	1	1	2	1218,43	
51	1	2	2	1	1	2	1	1260,24	
52	1	2	2	1	1	2	2	1218,41	L₈ - # 3
53	1	2	2	1	2	1	1	1300,00	
54	1	2	2	1	2	1	2	1241,10	
55	1	2	2	1	2	2	1	1299,92	
56	1	2	2	1	2	2	2	1241,08	
57	1	2	2	2	1	1	1	1271,39	
58	1	2	2	2	1	1	2	1224,76	
59	1	2	2	2	1	2	1	1271,33	
60	1	2	2	2	1	2	2	1224,74	
61	1	2	2	2	2	1	1	1315,61	L₈ - # 4
62	1	2	2	2	2	1	2	1250,01	
63	1	2	2	2	2	2	1	1315,52	
64	1	2	2	2	2	2	2	1249,99	
65	2	1	1	1	1	1	1	1415,21	
66	2	1	1	1	1	1	2	1480,74	
67	2	1	1	1	1	2	1	1415,17	
68	2	1	1	1	1	2	2	1480,73	
69	2	1	1	1	2	1	1	1547,91	
70	2	1	1	1	2	1	2	1499,41	
71	2	1	1	1	2	2	1	1447,85	
72	2	1	1	1	2	2	2	1499,39	
73	2	1	1	2	1	1	1	1424,35	
74	2	1	1	2	1	1	2	1485,96	
75	2	1	1	2	1	2	1	1424,30	
76	2	1	1	2	1	2	2	1485,94	
77	2	1	1	2	2	1	1	1460,76	
78	2	1	1	2	2	1	2	1506,75	
79	2	1	1	2	2	2	1	1460,69	
80	2	1	1	2	2	2	2	1506,73	
81	2	1	2	1	1	1	1	1432,44	
82	2	1	2	1	1	1	2	1490,58	
83	2	1	2	1	1	2	1	1432,39	
84	2	1	2	1	1	2	2	1490,56	

CAPITOLUL VI

85	2	1	2	1	2	1	1	1472,15	
86	2	1	2	1	2	1	2	1413,25	L₈ - # 5
87	2	1	2	1	2	2	1	1472,07	
88	2	1	2	1	2	2	2	1413,23	
89	2	1	2	2	1	1	1	1443,54	
90	2	1	2	2	1	1	2	1496,91	
91	2	1	2	2	1	2	1	1423,48	L₈ - # 6
92	2	1	2	2	1	2	2	1496,89	
93	2	1	2	2	2	1	1	1487,76	
94	2	1	2	2	2	1	2	1422,17	
95	2	1	2	2	2	2	1	1487,67	
96	2	1	2	2	2	2	2	1422,14	
97	2	2	1	1	1	1	1	1408,68	
98	2	2	1	1	1	1	2	1447,21	
99	2	2	1	1	1	2	1	1408,64	
100	2	2	1	1	1	2	2	1447,20	
101	2	2	1	1	2	1	1	1441,38	
102	2	2	1	1	2	1	2	1492,88	
103	2	2	1	1	2	2	1	1431,32	L₈ - # 7
104	2	2	1	1	2	2	2	1592,86	
105	2	2	1	2	1	1	1	1517,82	
106	2	2	1	2	1	1	2	1681,43	L₈ - # 8
107	2	2	1	2	1	2	1	1517,77	
108	2	2	1	2	1	2	2	1579,41	
109	2	2	1	2	2	1	1	1654,23	
110	2	2	1	2	2	1	2	1554,16	
111	2	2	1	2	2	2	1	1600,22	
112	2	2	1	2	2	2	2	1552,30	
113	2	2	2	1	1	1	1	1623,91	
114	2	2	2	1	1	1	2	1584,05	
115	2	2	2	1	1	2	1	1625,85	
116	2	2	2	1	1	2	2	1584,03	
117	2	2	2	1	2	1	1	1525,82	
118	2	2	2	1	2	1	2	1606,72	
119	2	2	2	1	2	2	1	1525,67	
120	2	2	2	1	2	2	2	1606,70	
121	2	2	2	2	1	1	1	1637,01	
122	2	2	2	2	1	1	1	1590,37	
123	2	2	2	2	1	2	1	1636,96	
124	2	2	2	2	1	2	2	1645,23	
125	2	2	2	2	2	1	1	1621,24	
126	2	2	2	2	2	1	2	1615,18	
127	2	2	2	2	2	2	1	1641,12	
128	2	2	2	2	2	2	2	1615,16	

Tab. 6.18 Rezultatele simulării experimentului factorial complet

CAPITOLUL VI

Condițiile de minimum și maximum rezultate în urma simulării experimentului factorial complet sunt prezentate în tabelul 6.19:

Nr.	Combinăția factorilor							Valoarea calculată	L ₈
7	1	1	1	1	2	2	1	1115,23	minimum
106	2	2	1	2	1	1	2	1681,43	maximum

Tab. 6.19 Condițiile de minimum și maximum
(simulare experiment factorial complet)

Matricea ortogonală L₈ obținută în urma simulării experimentului factorial complet și valorile corespunzătoare calculate sunt prezentate în tabelul 6.20:

Nr.	Combinăția factorilor							Valoarea calculată	L ₈
1	1	1	1	1	1	1	1	1149,59	L ₈ - # 1
16	1	1	1	2	2	2	2	1141,11	L ₈ - # 2
52	1	2	2	1	1	2	2	1218,41	L ₈ - # 3
61	1	2	2	2	2	1	1	1315,61	L ₈ - # 4
86	2	1	2	1	2	1	2	1413,25	L ₈ - # 5
91	2	1	2	2	1	2	1	1423,48	L ₈ - # 6
103	2	2	1	1	2	2	1	1431,32	L ₈ - # 7
106	2	2	1	2	1	1	2	1681,43	L ₈ - # 8

Tab. 6.20 Matricea ortogonală L₈ obținută în urma simulării experimentului factorial complet

Condiția optimă rezultată în urma simulării experimentului factorial complet este prezentată în tabelul 6.21.

Simularea experimentului factorial complet	
Factor	Nivel
Compoziție	2
Temperatură calcinare	2
Durată răcire	1
Temperatură sinterizare	2
Durata încălzire	1
Durata menținere	1
Presiune formare	2

Tab. 6.21 Condiția optimă pe baza simulării experimentului factorial complet

Valoarea optimă rezultată în urma simulării experimentului factorial complet este:
Y_{optim} = **1696,389** iar eroarea utilizării unei matrice ortogonale L₈ în loc de un

CAPITOLUL VI

experiment factorial complet este de **0,9%**. În tabelul 6.22 se prezintă o comparație între valorile calculate în urma simulării experimentului factorial complet și valorile obținute prin măsurare în urma aplicării planului de experiențe dat de matricea ortogonală L_8 .

Număr experiment factorial complet (simulare)	Număr experiment L_8	Valoarea calculată (simulare)	Valoare medie măsurată L_8	Eroare relativă [%]
1	1	1149,59	1162	- 1,07
16	2	1141,11	1184	- 3,72
52	3	1218,41	1284	- 5,38
61	4	1315,61	1228	6,65
86	5	1413,25	1293	8,50
91	6	1423,48	1292	9,23
103	7	1431,32	1327	9,73
106	8	1681,43	1684	- 0,15

Tab. 6.22 Comparație între valorile calculate în urma simulării experimentului factorial complet și valorile obținute prin măsurare

Se observă că eroarea relativă maximă este de aproximativ 9,73% iar eroarea pentru condiția de experimentare numărul 8 (cea care de fapt oferă combinația optimă a factorilor) este de - 0,15%, ceea ce permite să se concluzioneze că ecuația din relația 6.7 reprezintă soluția analitică corectă a relației între caracteristica de performanță (rezistența la compresiune) și factorii luați în considerare. În tabelul 6.23 se face o comparație între valorile așteptate pe baza matricii ortogonale L_8 și valorile obținute prin simulare (ținând cont de o eroare maximală cuprinsă între - 5,38% și 9,73%) pentru caracteristica de calitate (rezistența la compresiune).

Caracteristica de calitate – Rezistența la compresiune [daN/cm ²]					
Valori calculate (simulare -128)			Valori așteptate (L_8)		
Limita inferioară (-5,38%)	Valoare optimă calculată	Limita superioară (+9,73%)	Limita inferioară așteptată	Valoare optimă așteptată	Limita superioară așteptată
1605,124	1696,389	1861,144	1616,870	1669,937	1724,745

Tab. 6.23 Comparație între valorile așteptate pe baza matricii ortogonale L_8 și valorile obținute prin simulare

Eroarea relativă între **valoarea optimă calculată** și **valoarea optimă așteptată** este de **1,55%**.

Forma finală a ecuației care prezintă soluția corectă, cu o eroare maximală de 9,73% este dată în relația 6.8

$$R_{\text{compresiune}} \left[\text{daN/cm}^2 \right] = (10 \cdot \text{Comp}[\% \text{TiO}_2])^{1,97} + (0,1 \cdot \text{Temp}_{\text{calcinare}} [^{\circ}\text{C}])^{1,55} + \frac{(10 \cdot \text{Durata}_{\text{racire}} [\text{h}])^{0,61} \cdot (0,1 \cdot \text{Temp}_{\text{sinterizare}} [^{\circ}\text{C}])^{1,13} \cdot (10 \cdot \text{Durata}_{\text{incalzire}} [\text{h}])^{1,53}}{(5 \cdot \text{Durata}_{\text{mentinere}} [\text{h}])^{0,82} \cdot (0,1 \cdot \text{Presiune}_{\text{formare}} [\text{daN/cm}^2])^{1,95}} \quad (6.8)$$

6.2 Aplicarea Metodei Suprafeței de Răspuns (RSM) – Planul de experiențe Draper-Lin

Cele mai utilizate planuri de experiențe grupate sub numele de *Metoda Suprafeței de Răspuns* sunt: planurile compoziționale centrale, planurile factoriale cu trei nivele, planurile Box-Behnken și planurile Draper-Lin.

- *Planurile compoziționale centrale* – sunt planuri constând dintr-un plan factorial cu 2 nivele sau un plan factorial fracționat de rezoluție V plus puncte stea adiționale utilizate pentru a modela curbura în raport cu fiecare factor.
- *Planurile factoriale cu 3 nivele* – sunt planuri constând din toate combinațiile a celor 3 nivele a fiecărui factor experimental.
- *Planurile Box-Behnken* – sunt planuri cu 3 nivele incluzând un subset de experimente constând dintr-un plan factorial cu 3 nivele complet.
- *Planurile Draper-Lin* – sunt planuri compoziționale de dimensiuni reduse în care porțiunea centrală a planului are o rezoluție mai mică de ordinul V.

Atunci când costul experimentării este mare, trebuie menținut numărul de experimente cât mai mic.

În continuare se va folosi un plan de experiențe **Draper-Lin**, care este un plan compozițional de dimensiuni reduse constând dintr-un plan factorial fracționat sau un plan Plackett-Burman (pentru matrici cu număr de experimente multiplu de 4 dar nu putere a lui 2) cu rezoluție mai mică ca ordinul V, cu puncte stea adiționale.

Planurile cu rezoluție de ordin V pot estima toate efectele principale și interacțiunile, planurile cu rezoluție de ordin IV pot estima toate efectele principale dar unele din interacțiunile între doi factori pot fi confundate (amestecate) cu alte interacțiuni sau efecte ale blocurilor iar planurile cu rezoluție de ordin III pot estima

doar efectele principale necesitând ca să nu existe interacțiuni pentru o interpretare corectă.

6.2.1 Modelul statistic al planului de experiențe Draper-Lin

Modelul statistic pe care se bazează analiza planurilor RSM (inclusiv planurile Draper-Lin) exprimă variabila de răspuns (rezistența la compresiune) ca o funcție liniară a factorilor experimentali, interacțiunile între factori, termeni de ordinul 2 (pătratici) și un termen de eroare. Există 2 tipuri de modele care se pot folosi, prezentându-se acestea pentru cazul de față și anume pentru 7 factori:

1. *Modelul de ordinul I* – care conține termeni care reprezintă numai efectele principale.

$$Y = \beta_0 + \beta_1 X_1 + \beta_2 X_2 + \beta_3 X_3 + \beta_4 X_4 + \beta_5 X_5 + \beta_6 X_6 + \beta_7 X_7 + \varepsilon \quad (6.9)$$

2. *Modelul de ordinul II* – care conține termeni care reprezintă efectele principale, interacțiuni de ordinul doi și efectele pătratice

$$\begin{aligned} Y = & \beta_0 + \beta_1 X_1 + \beta_2 X_2 + \beta_3 X_3 + \beta_4 X_4 + \beta_5 X_5 + \beta_6 X_6 + \beta_7 X_7 + \\ & \beta_{12} X_1 X_2 + \beta_{13} X_1 X_3 + \beta_{14} X_1 X_4 + \beta_{15} X_1 X_5 + \beta_{16} X_1 X_6 + \beta_{17} X_1 X_7 + \\ & \beta_{23} X_2 X_3 + \beta_{24} X_2 X_4 + \beta_{25} X_2 X_5 + \beta_{26} X_2 X_6 + \beta_{27} X_2 X_7 + \beta_{34} X_3 X_4 + \\ & \beta_{35} X_3 X_5 + \beta_{36} X_3 X_6 + \beta_{37} X_3 X_7 + \beta_{45} X_4 X_5 + \beta_{46} X_4 X_6 + \beta_{47} X_4 X_7 + \\ & \beta_{56} X_5 X_6 + \beta_{57} X_5 X_7 + \beta_{67} X_6 X_7 + \beta_{11} X_1^2 + \beta_{22} X_2^2 + \beta_{33} X_3^2 + \beta_{44} X_4^2 + \beta_{55} X_5^2 + \\ & \beta_{66} X_6^2 + \beta_{77} X_7^2 + \varepsilon \end{aligned} \quad (6.10)$$

6.2.2 Planul de experiențe Draper-Lin și rezultatele experimentale

A fost creat un plan de experiențe compozițional de dimensiuni mici ortogonal randomizat Draper-Lin cu ajutorul căruia se va studia efectul a 7 factori în 40 de experimente, într-un singur bloc (incluzînd 2 puncte centrale per bloc) cu 4 grade de libertate pentru eroare.

În tabelul 6.24 se prezintă planul de experiențe Draper-Lin și rezultate experimentale.

CAPITOLUL VI

Nr.	B L O C	Comp. (A-1)	Temp. calcinare (B-2)	Durata racire (C-3)	Temp. sint. (D-4)	Durata înc. (E-5)	Durata. sint. (F-6)	Pres. formare (G-7)	Rezist. comp.
		% TiO ₂	° C	h	°C	h	h	daN/cm ²	daN/cm ²
1	1	0	900	5,5	1100	10	1,5	2000	1165
2	1	1	925	4,75	1050	9	1,25	2217,17	1450
3	1	0	950	5,5	1000	10	1	1500	1285
4	1	2	900	5,5	1000	8	1,5	1500	1205
5	1	1	925	6,1515	1050	9	1,25	1750	1345
6	1	2	950	4	1100	10	1	2000	1515
7	1	0	900	4	1100	10	1,5	1500	1120
8	1	1	925	4,75	1050	9	1,25	1750	1220
9	1	2	900	4	1100	8	1	1500	1270
10	1	0	950	4	1100	8	1	2000	1410
11	1	2	900	5,5	1100	10	1	2000	1420
12	1	0	950	4	1000	8	1	2000	1410
13	1	1	925	4,75	1050	9	1,71717	1750	1325
14	1	2	950	4	1000	10	1,5	1500	1250
15	1	2	950	4	1100	8	1,5	1500	1390
16	1	1	925	4,75	1050	9	0,78283	1750	1340
17	1	1	925	4,75	1050	9	1,25	1282,83	1160
18	1	1	925	4,75	1050	9	1,25	1750	1350
19	1	1	925	3,3485	1050	9	1,25	1750	1380
20	1	2	900	4	1000	10	1,5	2000	1525
21	1	2	900	5,5	1000	8	1	2000	1475
22	1	0	900	5,5	1100	8	1	1500	1175
23	1	1	925	4,75	956,566	9	1,25	1750	1380
24	1	0	950	5,5	1100	10	1	1500	1190
25	1	-0,8686	925	4,75	1050	9	1,25	1750	1235
26	1	0	900	4	1100	10	1,5	2000	1350
27	1	0	900	4	1000	8	1	1500	1155
28	1	0	900	5,5	1000	8	1,5	2000	1410
29	1	1	925	4,75	1050	7,1313	1,25	1750	1290
30	1	2	950	5,5	1100	8	1,5	2000	1640
31	1	2	900	4	1000	10	1	1500	1325
32	1	2,86867	925	4,75	1050	9	1,25	1750	1410
33	1	1	925	4,75	1143,43	9	1,25	1750	1220
34	1	1	925	4,75	1050	10,868	1,25	1750	1210
35	1	1	971,717	4,75	1050	9	1,25	1750	1240
36	1	2	950	5,5	1000	10	1	2000	1585
37	1	0	950	5,5	1000	10	1,5	1500	1285
38	1	1	878,283	4,75	1050	9	1,25	1750	1405
39	1	0	950	4	1000	8	1,5	2000	1255
40	1	2	950	5,5	1100	8	1,5	1500	1320

Tab. 6.24 Planul de experiențe Draper-Lin și rezultatele experimentale

CAPITOLUL VI

6.2.3 Analiza efectelor principale

În tabelul 6.25 se prezintă efectele principale estimate ale factorilor și interacțiunilor, de asemenea prezentându-se abaterea standard a fiecărui efect care măsoară eroarea de eșantionare. De remarcat că cea mai mare valoare a V.I.F (variance inflation factor) este 28,0527. Pentru un plan ortogonal perfect, toate valorile factorilor ar fi la valoarea 1. Factorii cu valoare ≥ 10 se interpretează ca indicând confundări majore între efecte.

Efect	Estimația	Ab. standard	V.I.F.
Media	1295,36	35,996	
A:Compoziție	175,634	59,7864	4,21431
B:Temperatura calcinare	23,1188	59,7862	4,21428
C:Durata răcire	29,4328	61,3423	4,43651
D:Temperatura sinterizare	25,4976	49,335	2,86965
E:Durata încălzire	13,378	61,3417	4,43644
F:Durata sinterizare	25,3417	49,3346	2,86962
G:Presiune formare	147,914	54,8548	3,54774
AA	53,5163	32,8266	1,0
AB	-23,7413	77,1397	5,43441
AC	75,9062	89,195	7,2657
AD	-45,3093	143,395	18,7787
AE	75,7858	104,121	9,90089
AF	150,838	152,227	21,1632
AG	57,3134	99,1399	8,97624
BB	52,0838	32,8264	1,0
BC	23,5971	89,195	7,2657
BD	-99,3404	143,395	18,7787
BE	-54,3719	104,121	9,90089
BF	112,036	152,227	21,1632
BG	-64,8913	99,1399	8,97624
CC	19,1514	32,8268	1,0
CD	-180,02	172,355	27,1297
CE	30,8615	63,3558	3,6658
CF	146,134	175,262	28,0527
CG	21,1788	63,7893	3,71614
DD	0,537936	32,8275	1,0
DE	26,3014	142,077	18,435
DF	-23,5089	65,0217	3,86113
DG	-93,1708	73,1036	4,88062
EE	10,5597	32,8263	1,0
EF	-34,6547	100,136	9,15752
EG	-38,9238	57,1715	2,98508
FF	-0,894936	32,8265	1,0
FG	77,0272	86,1046	6,77096
GG	-73,9198	32,8264	1,0

Tab. 6.25 Efectele estimate pentru rezistența la compresiune

CAPITOLUL VI

În figura 6.22 prezintă efectele în ordine descrescătoare cu o linie verticală prin care să se determine care efecte sunt semnificative din punct de vedere statistic (diagrama Pareto standardizată). În figura 6.23 se prezintă diagrama Pareto standardizată în care au fost excluse toate interacțiunile.

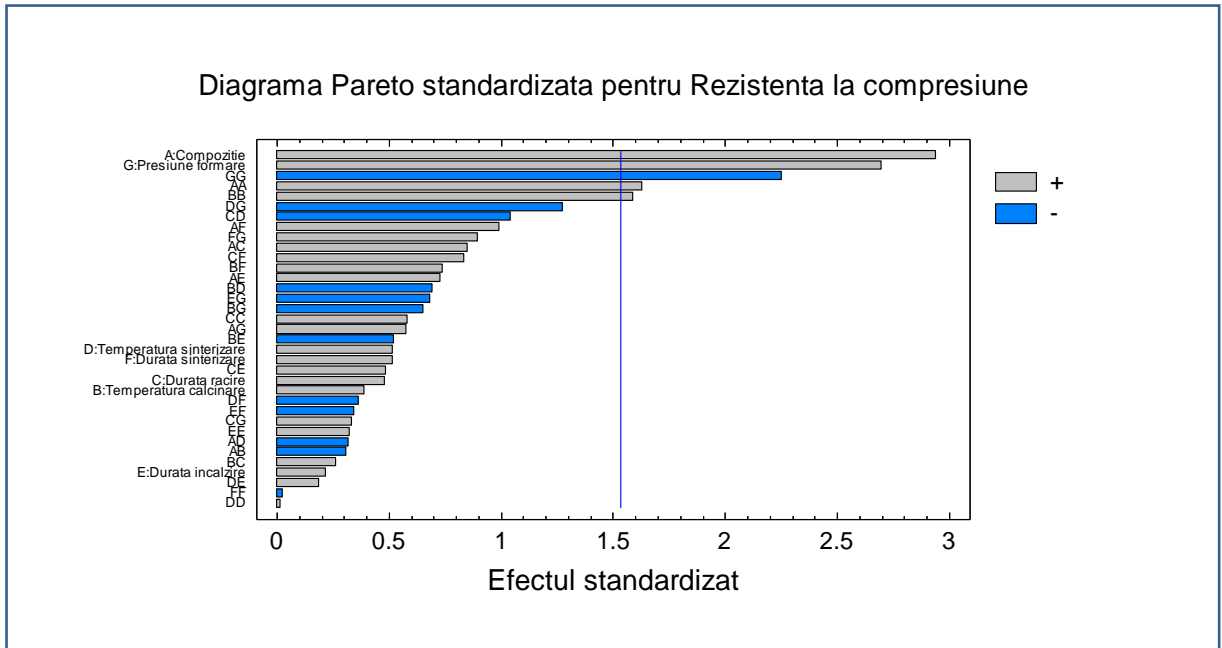


Fig. 6.22 Diagrama Pareto standardizată pentru efectele factorilor și interacțiunilor

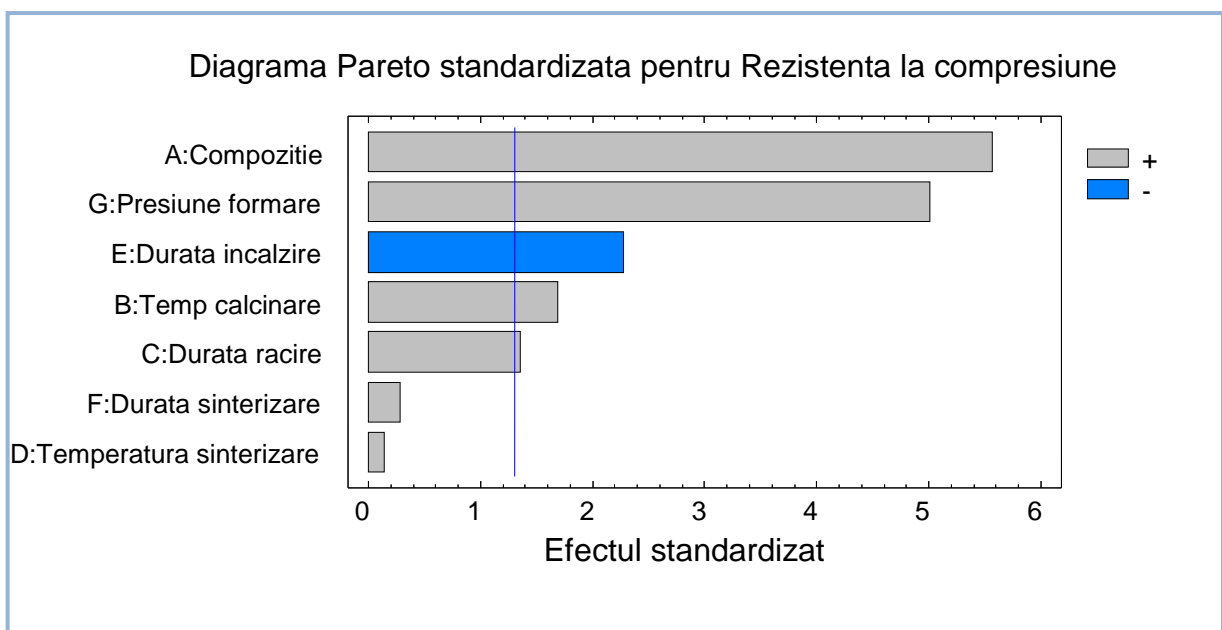


Fig. 6.23 Diagrama Pareto standardizată pentru efectele factorilor (exclusiv interacțiunile)

CAPITOLUL VI

În tabelul 6.26 se prezintă comparativ ordinea importanței factorilor pentru metoda Taguchi și metoda RSM (plan de experiențe Draper-Lin)

Ordinea importanței	Taguchi L ₈	Draper-Lin	Draper-Lin (fără interacțiuni)
1	Compoziție	Compoziție	Compoziție
2	Presiune formare	Presiune formare	Presiune formare
3	Temp. calcinare	Temp. sinterizare	Durată încălzire
4	Durată încălzire	Durată sinterizare	Temp. calcinare
5	Temp. sinterizare	Durată răcire	Durată răcire
6	Durată sinterizare	Temp. calcinare	Durată sinterizare
7	Durată răcire	Durată încălzire	Temp. sinterizare

Tab. 6.26 Comparație între ordinea importanței factorilor pentru metoda Taguchi și metoda RSM (Draper-Lin)

Se observă că factorii *Compoziție* și *Presiune formare* sunt considerați ca fiind factorii principali (în această ordine) în ambele abordări.

În figura 6.24 se prezintă graficul efectele principale, în figura 6.25 graficul efectele principale (exclusiv interacțiunile) iar în figurile 6.26 – 6.29 se prezintă efectele principale ale *compoziției* și *presiunii de formare* asupra rezistenței la compresiune (cu și fără interacțiuni).

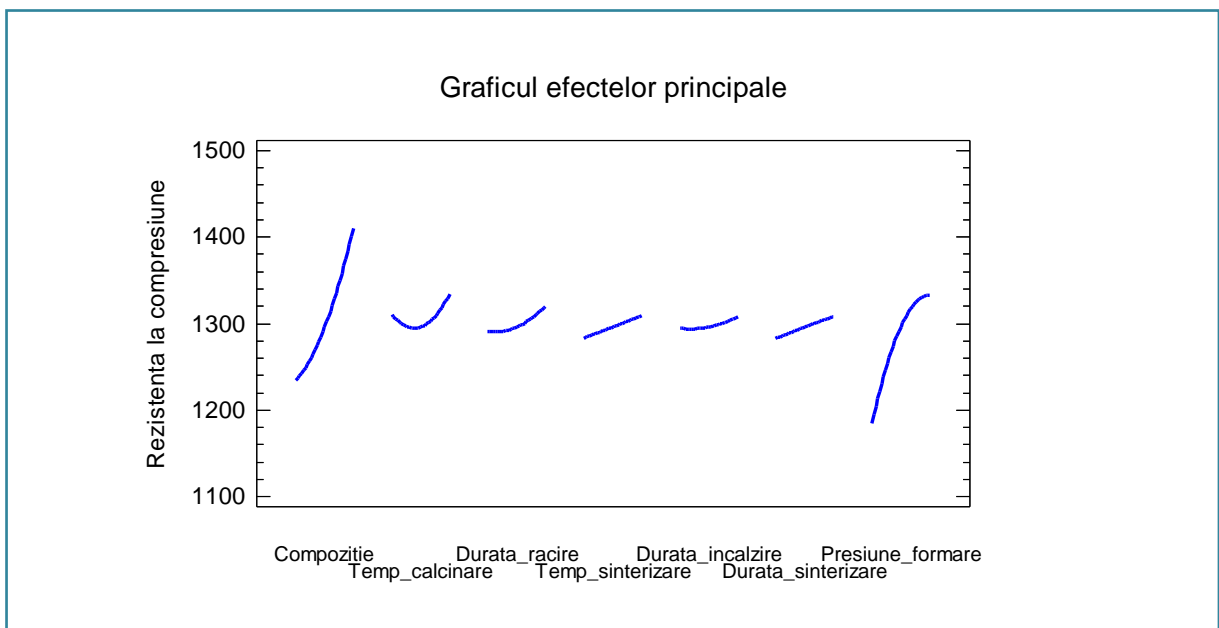


Fig. 6.24 Graficul efectelor principale asupra rezistenței la compresiune

CAPITOLUL VI

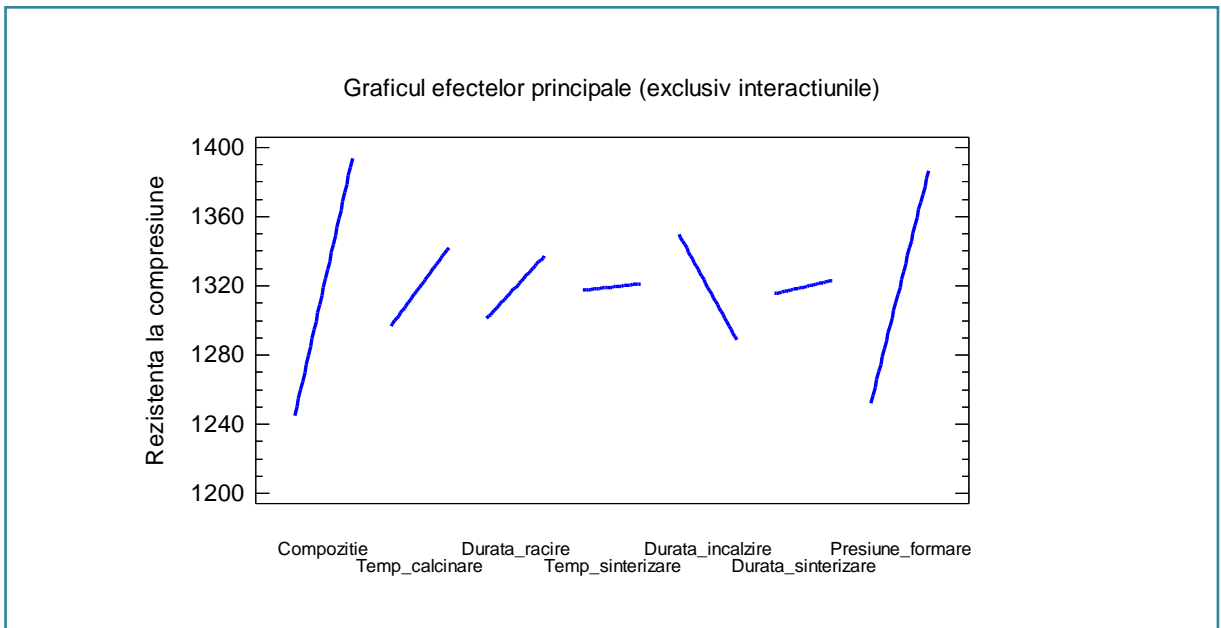


Fig. 6.25 Graficul efectelor principale asupra rezistenței la compresiune (exclusiv interacțiunile)

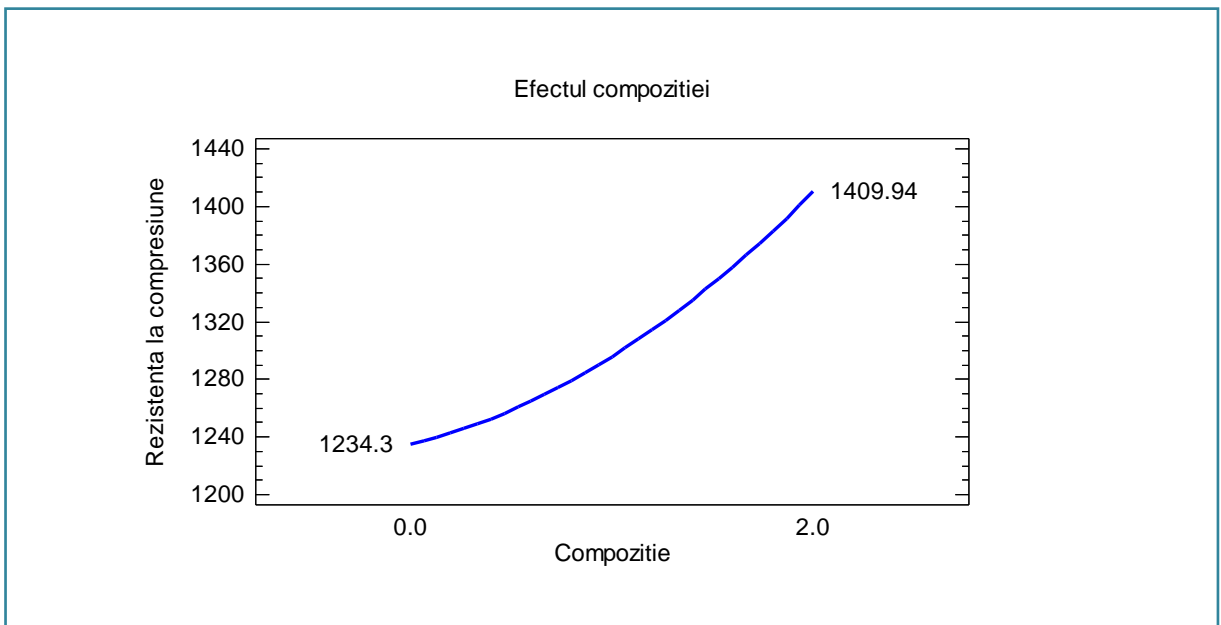


Fig. 6.26 Graficul efectului compoziției asupra rezistenței la compresiune

CAPITOLUL VI

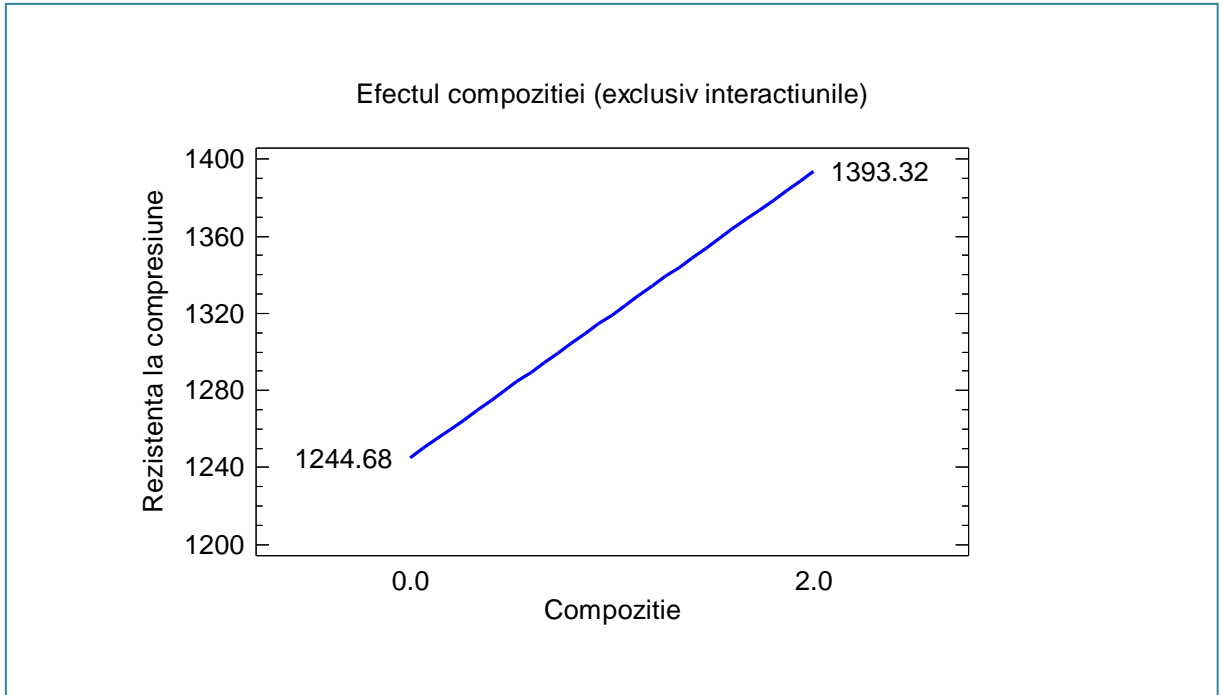


Fig. 6.27 Graficul efectului compoziției asupra rezistenței la compresiune (exclusiv interacțiunile)

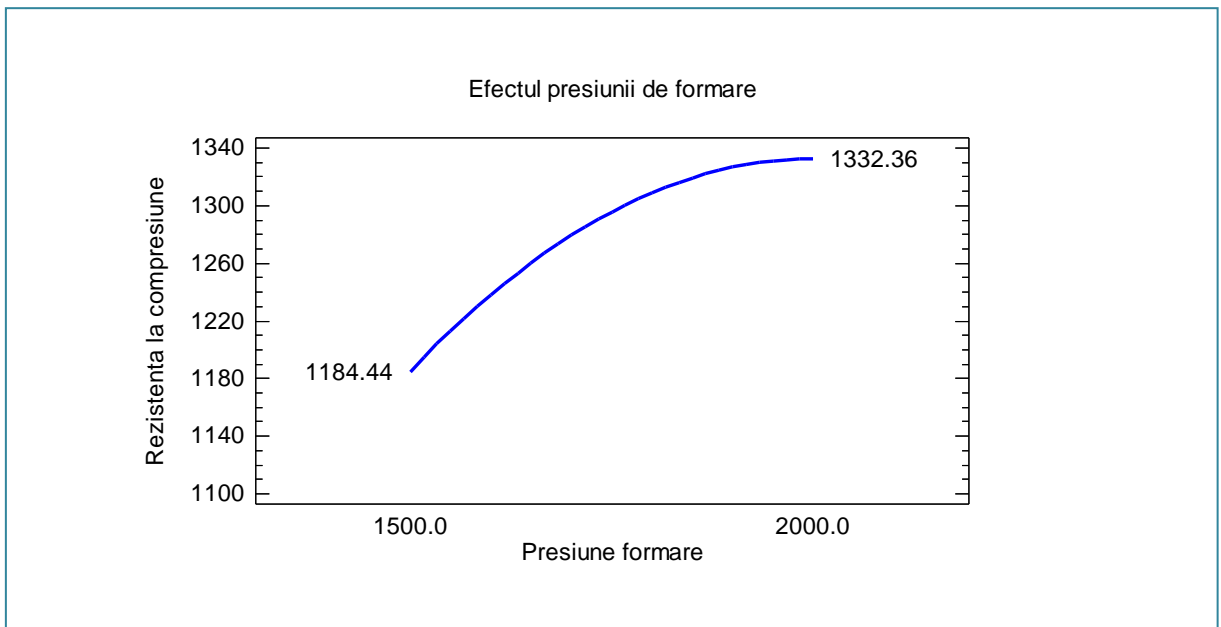


Fig. 6.28 Graficul efectului presiunii de formare asupra rezistenței la compresiune

CAPITOLUL VI

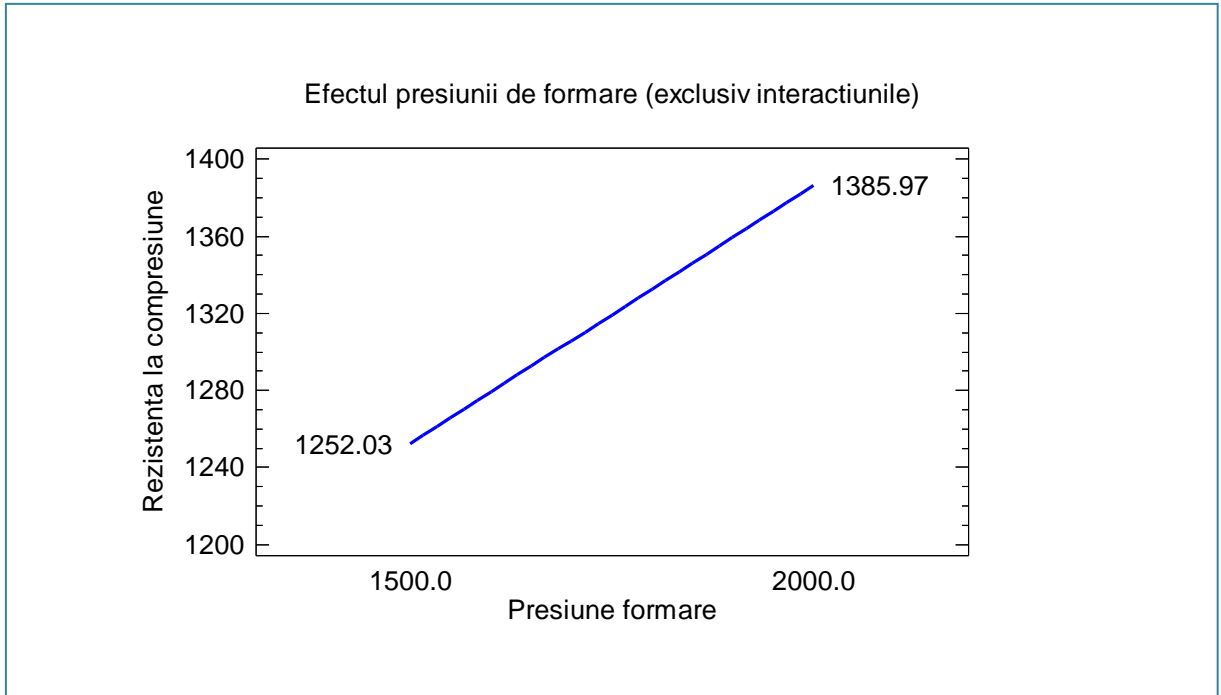


Fig. 6.29 Graficul efectului presiunii de formare asupra rezistenței la compresiune (exclusiv interacțiunile)

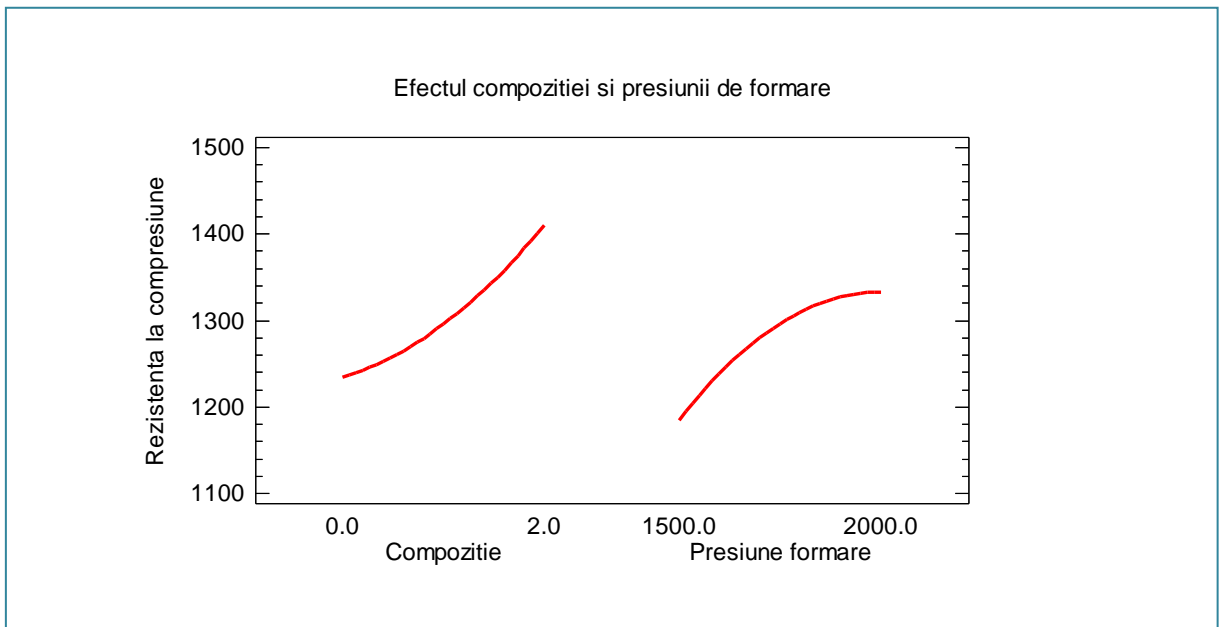


Fig. 6.30 Graficul efectelor principalilor doi factori (compoziție și presiunea de formare) asupra rezistenței la compresiune

CAPITOLUL VI

6.2.4 Analiza varianței cu metoda ANOVA

În tabelul 6.27 se prezintă tabelul Anova care conține valorile "p" care pot fi folosite pentru a testa semnificația statistică a fiecărui efect. Tabelul ANOVA partiționează variabilitatea rezistenței la compresiune în piese separate pentru fiecare efect. Se testează apoi semnificația statistică a fiecărui efect prin compararea mediei pătratice cu o estimare a erorii experimentale.

Sursa	Suma pătratelor	Gdl	Media pătratică	Raport F	Valoare p
A:Compozitie	56697,8	1	56697,8	8,63	0,0425
B:Temperatura calcinare	982,388	1	982,388	0,15	0,7187
C:Durata răcire	1512,5	1	1512,5	0,23	0,6564
D:Temperatura sinterizare	1754,86	1	1754,86	0,27	0,6325
E:Durata încălzire	312,481	1	312,481	0,05	0,8380
F:Durata sinterizare	1733,5	1	1733,5	0,26	0,6346
G:Presiune formare	47768,4	1	47768,4	7,27	0,0543
AA	17461,2	1	17461,2	2,66	0,1784
AB	622,311	1	622,311	0,09	0,7736
AC	4758,04	1	4758,04	0,72	0,4427
AD	655,932	1	655,932	0,10	0,7678
AE	3480,59	1	3480,59	0,53	0,5070
AF	6450,44	1	6450,44	0,98	0,3778
AG	2195,68	1	2195,68	0,33	0,5942
BB	16539,2	1	16539,2	2,52	0,1878
BC	459,822	1	459,822	0,07	0,8044
BD	3153,09	1	3153,09	0,48	0,5266
BE	1791,54	1	1791,54	0,27	0,6291
BF	3558,67	1	3558,67	0,54	0,5026
BG	2814,69	1	2814,69	0,43	0,5485
CC	2236,14	1	2236,14	0,34	0,5909
CD	7167,15	1	7167,15	1,09	0,3552
CE	1558,89	1	1558,89	0,24	0,6517
CF	4567,53	1	4567,53	0,70	0,4513
CG	724,205	1	724,205	0,11	0,7565
DD	1,76417	1	1,76417	0,00	0,9877
DE	225,146	1	225,146	0,03	0,8621
DF	858,821	1	858,821	0,13	0,7360
DG	10671,8	1	10671,8	1,62	0,2715
EE	679,858	1	679,858	0,10	0,7638
EF	786,862	1	786,862	0,12	0,7467
EG	3045,27	1	3045,27	0,46	0,5334
FF	4,88302	1	4,88302	0,00	0,9796
FG	5257,62	1	5257,62	0,80	0,4216
GG	33314,2	1	33314,2	5,07	0,0875
Total eroare	26279,3	4	6569,83		
Total (corecție)	542410	39			

Tab. 6.27 Tabelul ANOVA (Draper-Lin)

CAPITOLUL VI

Din tabel se observă că 5 efecte (marcate cu roșu) au valorile "p" $\leq 0,2$, indicând că acestea sunt în mod semnificativ diferite de 0, cu o probabilitate de 80%.

Valorile rezultate din tabelul ANOVA sunt:

- R-pătratic = 95.1551 %
- R- pătratic (ajustat pentru gdl.) = 52.762 %
- Eroarea standard a estimației (indică abaterea standard a erorii experimentale) = 81.0545
- Eroarea absolută a mediei (valoarea medie a erorii experimentale) = 20.9036
- Statistica Durbin-Watson = 1.62528 (P=26,23%) – nu există autocorelație serială în eroarea experimentală pentru că $P \geq 20\%$.
- Aurocorelația reziduală = 0.158982

6.2.5 Analiza interacțiunilor

În figura 6.31 se prezintă toate interacțiunile posibile între doi factori. Principalele tipuri de interacțiuni sunt prezentate în Anexa II.

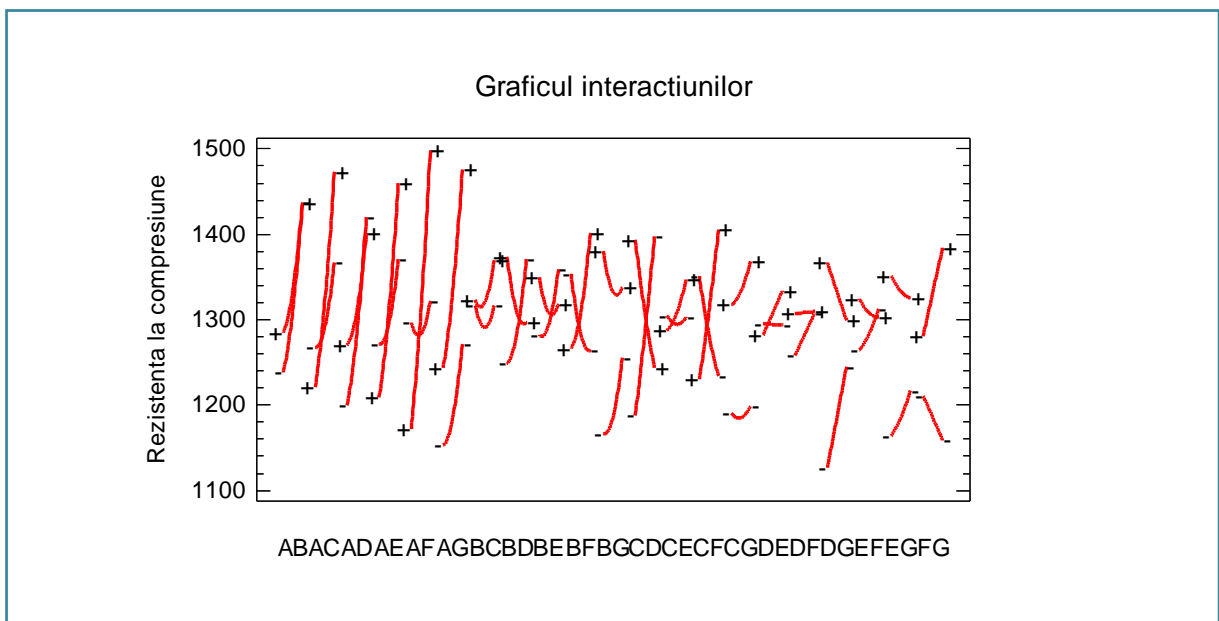


Fig. 6.31 Graficul interacțiunile posibile între doi factori

6.2.6 Ecuația de regresie a modelului asociat planului de experiențe Draper-Lin

În relația (6.11) este prezentată ecuația de regresie, conform modelului de ordin II din relația (6.10) și în care valorile variabilelor sunt specificate în unitățile de măsură originale.

$$\begin{aligned}
 R_{\text{compresiune}} [\text{daN/cm}^2] = & -226770 - 209835 \cdot \text{Comp}[\% \text{TiO}_2] - \\
 & 29,7447 \cdot \text{Temp}_{\text{calcinare}} [^{\circ}\text{C}] - 974,391 \cdot \text{Durata}_{\text{racire}} [\text{h}] + 53,9696 \cdot \text{Temp}_{\text{sinterizare}} [^{\circ}\text{C}] + \\
 & 728,616 \cdot \text{Durata}_{\text{incalzire}} [\text{h}] - 9842,04 \cdot \text{Durata}_{\text{sinterizare}} [\text{h}] + 10,6282 \cdot \text{Pr esione}_{\text{formare}} [\text{daN/cm}^2] + \\
 & 26,7581 \cdot (\text{Comp}[\% \text{TiO}_2])^2 - 0,474826 \cdot (\text{Comp}[\% \text{TiO}_2]) \cdot (\text{Temp}_{\text{calcinare}} [^{\circ}\text{C}]) + \\
 & 50,6041 \cdot (\text{Comp}[\% \text{TiO}_2]) \cdot (\text{Durata}_{\text{racire}} [\text{h}]) - 0,453093 \cdot (\text{Comp}[\% \text{TiO}_2]) \cdot (\text{Temp}_{\text{sinterizare}} [^{\circ}\text{C}]) + \\
 & 37,8929 \cdot (\text{Comp}[\% \text{TiO}_2]) \cdot (\text{Durata}_{\text{incalzire}} [\text{h}]) + 301,675 \cdot (\text{Comp}[\% \text{TiO}_2]) \cdot (\text{Durata}_{\text{sinterizare}} [\text{h}]) + \\
 & 0,114627 \cdot (\text{Comp}[\% \text{TiO}_2]) \cdot (\text{Pr esione}_{\text{formare}} [\text{daN/cm}^2]) + 0,041667 \cdot (\text{Temp}_{\text{calcinare}} [^{\circ}\text{C}])^2 + \\
 & 0,629255 \cdot (\text{Temp}_{\text{calcinare}} [^{\circ}\text{C}]) \cdot (\text{Durata}_{\text{racire}} [\text{h}]) - 0,0397362 \cdot (\text{Temp}_{\text{calcinare}} [^{\circ}\text{C}]) \cdot (\text{Temp}_{\text{sinterizare}} [^{\circ}\text{C}]) - \\
 & 1,08744 \cdot (\text{Temp}_{\text{calcinare}} [^{\circ}\text{C}]) \cdot (\text{Durata}_{\text{incalzire}} [\text{h}]) + 8,96291 \cdot (\text{Temp}_{\text{calcinare}} [^{\circ}\text{C}]) \cdot (\text{Durata}_{\text{sinterizare}} [\text{h}]) - \\
 & 0,00519131 \cdot (\text{Temp}_{\text{calcinare}} [^{\circ}\text{C}]) \cdot (\text{Pr esione}_{\text{formare}} [\text{daN/cm}^2]) + 17,0235 \cdot (\text{Durata}_{\text{racire}} [\text{h}])^2 - \\
 & 2,40026 \cdot (\text{Durata}_{\text{racire}} [\text{h}]) \cdot (\text{Temp}_{\text{sinterizare}} [^{\circ}\text{C}]) + 20,5743 \cdot (\text{Durata}_{\text{racire}} [\text{h}]) \cdot (\text{Durata}_{\text{incalzire}} [\text{h}]) + \\
 & 389,692 \cdot (\text{Durata}_{\text{racire}} [\text{h}]) \cdot (\text{Durata}_{\text{sinterizare}} [\text{h}]) + \\
 & 0,0564768 \cdot (\text{Durata}_{\text{racire}} [\text{h}]) \cdot (\text{Pr esione}_{\text{formare}} [\text{daN/cm}^2]) + \\
 & 0,000107587 \cdot (\text{Temp}_{\text{sinterizare}} [^{\circ}\text{C}])^2 + 0,263014 \cdot (\text{Temp}_{\text{sinterizare}} [^{\circ}\text{C}]) \cdot (\text{Durata}_{\text{incalzire}} [\text{h}]) - \\
 & 0,263014 \cdot (\text{Temp}_{\text{sinterizare}} [^{\circ}\text{C}]) \cdot (\text{Durata}_{\text{incalzire}} [\text{h}]) - 0,940357 \cdot (\text{Temp}_{\text{sinterizare}} [^{\circ}\text{C}]) \cdot (\text{Durata}_{\text{sinterizare}} [\text{h}]) - \\
 & 0,00372683 \cdot (\text{Temp}_{\text{sinterizare}} [^{\circ}\text{C}]) \cdot (\text{Pr esione}_{\text{formare}} [\text{daN/cm}^2]) + \\
 & 5,27987 \cdot (\text{Durata}_{\text{incalzire}} [\text{h}])^2 - 69,3095 \cdot (\text{Durata}_{\text{incalzire}} [\text{h}]) \cdot (\text{Durata}_{\text{sinterizare}} [\text{h}]) - \\
 & 0,0778476 \cdot (\text{Durata}_{\text{incalzire}} [\text{h}]) \cdot (\text{Pr esione}_{\text{formare}} [\text{daN/cm}^2]) - 7,15948 \cdot (\text{Durata}_{\text{sinterizare}} [\text{h}])^2 + \\
 & 0,616217 \cdot (\text{Durata}_{\text{sinterizare}} [\text{h}]) \cdot (\text{Pr esione}_{\text{formare}} [\text{daN/cm}^2]) - 0,000591358 \cdot (\text{Pr esione}_{\text{formare}} [\text{daN/cm}^2])^2
 \end{aligned} \tag{6.11}$$

6.2.7 Matricea de corelații pentru efectele estimate

Matricea corelațiilor efectelor estimate arată extinderea gradului de confundare între efecte și este prezentată în Anexa II. Un plan de experiențe perfect ortogonal va avea pe diagonala matricii valori de "1" și de "0" în afara diagonalei. Orice termen diferit de "0" din afara diagonalei implică faptul că estimațiile efectelor corespunzătoare aceluși rând și coloane vor fi corelate. În acest caz există 294 de perechi a efectelor, cu corelații diferite de "0". Deoarece unele din perechi au valori $\geq 0,5$, există o oarecare dificultate în a separa efectele, unul față de celălalt, atunci când se analizează datele.

CAPITOLUL VI

6.2.8 Estimarea rezultatelor pe baza modelului asociat planului de experiență Draper-Lin

Nr.	Valori măsurate	Valori previzionate	Ab.st. predicții	Lim. inf. predicții P=95%	Lim. sup. predicții P=95%	Ab.st. medii	Lim. inf. medii previzionate P=95%	Lim. sup. medii previzionate P=95%
1	1165	1185,24	113,779	869,343	1501,15	79,8485	963,549	1406,94
2	1250	1304,5	110,995	996,327	1612,67	75,8298	1093,96	1515,04
3	1190	1225,40	111,993	914,46	1536,34	77,2819	1010,83	1439,97
4	1310	1315,09	113,562	999,787	1630,39	79,5392	1094,25	1535,92
5	1345	1356,300	113,921	1040	1672,6	80,0512	1134,04	1578,56
6	1315	1307,52	114,318	990,127	1624,92	80,6147	1083,70	1531,35
7	1120	1157,91	112,023	846,887	1468,94	77,3265	943,221	1372,61
8	1320	1295,36	88,6879	1049,12	1541,60	35,996	1195,42	1395,3
9	1420	1410,01	113,925	1093,7	1726,32	80,0573	1187,74	1632,29
10	1410	1420,20	113,293	1105,64	1734,75	79,1552	1200,42	1639,97
11	1480	1470,01	113,925	1153,7	1786,32	80,0573	1247,74	1692,29
12	1410	1364,67	111,993	1053,73	1675,61	77,2819	1150,10	1579,24
13	1325	1317,48	108,710	1015,65	1619,3	72,4433	1116,34	1518,61
14	1250	1247,55	114,559	929,483	1565,62	80,9558	1022,78	1472,32
15	1390	1369,88	113,779	1053,98	1685,78	79,8485	1148,18	1591,57
16	1240	1270,12	108,71	968,293	1571,95	72,4435	1068,99	1471,26
17	1060	1028,10	110,995	719,924	1336,27	75,8298	817,559	1238,64
18	1350	1295,36	88,6879	1049,12	1541,60	35,996	1195,42	1395,3
19	1290	1301,30	113,921	985,002	1617,60	80,0512	1079,04	1523,56
20	1425	1430,09	113,562	1114,79	1745,39	79,5392	1209,25	1650,92
21	1475	1470,04	114,529	1152,05	1788,02	80,9133	1245,39	1694,69
22	1175	1167,52	114,318	850,127	1484,92	80,6147	943,702	1391,35
23	1280	1272,48	108,710	970,649	1574,31	72,4435	1071,34	1473,61
24	1190	1159,83	113,293	845,276	1474,38	79,1552	940,059	1379,6
25	1235	1224,70	113,197	910,412	1538,98	79,017	1005,31	1444,09
26	1285	1237,16	111,777	926,816	1547,50	76,9693	1023,46	1450,86
27	1155	1175,24	113,779	859,343	1491,15	79,8485	953,549	1396,94
28	1365	1362,55	114,559	1044,48	1680,62	80,9558	1137,78	1587,32
29	1290	1301,30	113,921	985,002	1617,6	80,0512	1079,04	1523,56
30	1640	1597,18	112,023	1286,16	1908,21	77,3265	1382,49	1811,88
31	1225	1220,04	114,529	902,054	1538,02	80,9133	995,385	1444,69
32	1520	1552,90	113,197	1238,61	1867,19	79,017	1333,51	1772,29
33	1290	1320,12	108,709	1018,3	1621,95	72,4425	1118,99	1521,26
34	1315	1326,30	113,921	1010,00	1642,60	80,0512	1104,04	1548,56
35	1375	1407,90	113,197	1093,61	1722,19	79,017	1188,51	1627,29
36	1525	1504,88	113,779	1188,98	1820,78	79,8485	1283,18	1726,57
37	1285	1269,90	112,928	956,365	1583,44	78,6312	1051,59	1488,22
38	1375	1364,70	113,197	1050,41	1678,98	79,017	1145,31	1584,09
39	1315	1340,27	112,928	1026,73	1653,81	78,6312	1121,95	1558,58
40	1380	1412,89	111,777	1102,55	1723,23	76,9693	1199,19	1626,59

Tab. 6.28 Estimațiile rezistenței la compresiune baza modelului de ordin II asociat planului de experiență Draper-Lin

CAPITOLUL VI

În tabelul 6.28 se prezintă informații privind rezistența la compresiune generate pe baza modelului de ordin II din relația (6.11) asociat planului de experiențe Draper-Lin și anume valorile măsurate, valorile previzionate pentru acestea pe baza modelului, valorile previzionate pentru medii precum și limitele acestora cu o probabilitate de 95% (semnificație de 5%). În tabelul 6.29 se prezintă eroarea reziduală (absolută și studentizată).

Nr.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
<i>Er. r.</i>	-20.2443	-54.5005	-35.4022	-5.08651	-11.299	7.47517	-37.9145	24.6385	9.9875	-10.195
<i>Er.r. st</i>	-1.83192	-5.37534	-1.81926	-0.28621	-0.85914	0.85647	-2.16005	0.29813	0.74242	-0.5292
Nr.	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
<i>Er. r.</i>	9.9875	45.3278	7.52327	2.4505	20.1207	-30.1213	31.9027	54.6385	-11.299	-5.0865
<i>Er.r. st</i>	0.74242	4.29118	0.18017	0.55764	1.80845	-0.78832	1.16211	0.70321	-0.8591	-0.2862
Nr.	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30
<i>Er. r.</i>	4.96283	7.47517	7.52269	30.17	10.3019	47.8402	-20.2443	2.4505	-11.299	42.8155
<i>Er.r. st</i>	1.05124	0.85647	0.18016	2.98289	0.51542	4.8361	-1.83192	0.55764	-0.8591	3.22544
Nr.	31	32	33	34	35	36	37	38	39	40
<i>Er. r.</i>	4.96283	-32.8999	-30.123	-11.2987	-32.8997	20.1207	15.096	10.3019	-25.269	-32.889
<i>Er.r. st</i>	1.05124	-3.82286	-0.78832	-0.85914	-3.82287	1.80845	0.71968	0.51542	-1.4513	-1.4706

Tab. 6.29 Eroarea instrumentală (absolută și studentizată) pe baza modelului de ordin II asociat planului de experiențe Draper-Lin

În tabelul 6.30 se prezintă comparativ valorile calculate obținute prin simularea planului factorial complet (128 experimente), valorile așteptate prin aplicarea planului de experiențe Taguchi – L_8 (8 experimente) și valorile previzionate (maxime) obținute prin aplicarea planului Draper-Lin (40 experimente).

Caracteristica de calitate – Rezistența la compresiune [daN/cm²]					
Valori calculate (simulare -128)			Valori așteptate (L_8)		
Limita inferioară (-5,38%)	Valoare optimă calculată	Limita superioară (+9,73%)	Limita inferioară așteptată	Valoare optimă așteptată	Limita superioară așteptată
1605,124	1696,389	1861,144	1616,870	1669,937	1724,745
Valori previzionate (Draper - Lin)			Valori previzionate pentru medii (Draper - Lin)		
Limita inferioară previzionată	Valoare maximă previzionată	Limita superioară previzionată	Limita inferioară previzionată	Valoare maximă previzionată	Limita superioară previzionată
1286,16	1597,18	1908,21	1382,49	1597,18	1811,88

Tab. 6.30 Comparatie între valorile așteptate (previzionate) ale metodelor Taguchi și RSM (plan Draper-Lin)

CAPITOLUL VI

În tabelul 6.31 se prezintă o comparație între nivelurile optime ale factorilor conform metodei Taguchi și nivelurile obținute pe baza metodei RSM (plan Draper-Lin) pentru valoarea maximă așteptată.

Planul de experiențe	Factori și niveluri						
	A	B	C	D	E	F	G
Taguchi L8	2	2	2	1(2)	1	1	2
Draper-Lin (maxim)	2	2	2	2	1	2	2

Tab. 5.31 Comparație între nivelurile optime ale factorilor conform metodei Taguchi și nivelurile obținute pe baza metodei RSM (plan Draper-Lin) pentru valoarea maximă așteptată

6.2.9 Analiza predicțiilor cu ajutorul metodei gradientului (metoda "pantei celei mai abrupte")

Traiectul "pantei celei mai abrupte" pornește din centrul regiunii experimentului curent de-a lungul căruia răspunsului estimat se modifică cel mai rapid pentru cea mai mică schimbare în valorile factorilor experimentali. Indică locațiile favorabile în care trebuie efectuate experimente adiționale. În tabelul 6.32 se prezintă valorile factorilor și valoarea previzionată pentru rezistența la compresiune prin generarea a 11 puncte prin modificarea compoziției cu incremente de 0,1%.

Compoziție	Temp. calcinare	Durata răcire	Temp. sinterizare	Durata Încălzire	Durata sinterizare	Presiune formare	Rezistența la compresiune (previziune)
[% TiO ₂]	[° C]	[h]	[° C]	[h]	[h]	[daN/cm ²]	[daN/cm ²]
1,0	925,0	4,75	1050,0	9,0	1,25	1750,0	1295,36
1,1	925,277	4,76414	1050,47	9,00834	1,25504	1769,55	1311,28
1,2	925,481	4,7817	1050,49	9,01795	1,26255	1786,65	1328,05
1,3	925,647	4,8028	1050,15	9,02855	1,27199	1801,94	1346,5
1,4	925,799	4,82736	1049,51	9,03993	1,28298	1815,89	1367,22
1,5	925,952	4,85516	1048,62	9,0519	1,29523	1828,82	1390,69
1,6	926,117	4,88599	1047,51	9,06431	1,30853	1840,98	1417,3
1,7	926,301	4,91957	1046,21	9,07705	1,3227	1852,54	1447,38
1,8	926,506	4,95568	1044,74	9,09003	1,33762	1863,64	1481,22
1,9	926,735	4,9941	1043,13	9,10316	1,35318	1874,35	1519,07
2,0	926,99	5,03461	1041,39	9,1164	1,3693	1884,77	1561,16

Tab. 6.32 Valorile factorilor și valoarea previzionată pentru rezistența la compresiune (modificarea compoziției cu incremente de 0,1%)

CAPITOLUL VI

În tabelul 6.33 se prezintă valorile factorilor și valoarea previzionată pentru rezistența la compresiune prin generarea a 11 puncte prin modificarea presiunii de formare cu incremente de 25 daN/cm².

Compoziție	Temp. calcinare	Durata răcire	Temp. sinterizare	Durata încălzire	Durata sinterizare	Presiune formare	Rezistența la compresiune (previziune)
[% TiO ₂]	[° C]	[h]	[° C]	[h]	[h]	[daN/cm ²]	[daN/cm ²]
1,0	925,0	4,75	1050,0	9,0	1,25	1750,0	1295,36
1,13053	925,346	4,76912	1050,52	9,01115	1,2571	1775,0	1316,26
1,28669	925,626	4,79976	1050,22	9,02708	1,27062	1800,0	1343,93
1,46962	925,905	4,84632	1048,92	9,0482	1,29137	1825,0	1383,24
1,67742	926,257	4,91165	1046,52	9,07414	1,3194	1850,0	1440,25
1,9059	926,748	4,99627	1043,04	9,10393	1,35407	1875,0	1521,38
2,15016	927,417	5,09878	1038,57	9,13638	1,39437	1900,0	1632,69
2,40579	928,28	5,2168	1033,26	9,17039	1,43921	1925,0	1779,32
2,66936	929,331	5,34781	1027,23	9,20516	1,48762	1950,0	1965,49
2,93841	930,559	5,4895	1020,61	9,24013	1,53884	1975,0	2194,55
3,21123	931,947	5,63997	1013,49	9,27493	1,59229	2000,0	2469,19

Tab. 6.33 Valorile factorilor și valoarea previzionată pentru rezistența la compresiune (modificarea presiunii de formare cu incremente de 25 daN/cm²)

6.2.10 Analiza valorii optime (maximizarea răspunsului)

În tabelul 6.34 se prezintă combinația optimă a nivelurilor factorilor (ținând cont de interacțiuni) care maximizează răspunsul (rezistența la compresiune) iar în tabelul 6.35 se prezintă combinația optimă a nivelurilor factorilor fără interacțiuni.

Factor	Min	Max	Optimum	Valoare optimă
Compoziție	0,0	2,0	1,9915	2004,26
Temperatură calcinare	900,0	950,0	949,999	
Durată răcire	4,0	5,5	5,47818	
Temperatură sinterizare	1000,0	1100,0	1000,0	
Durată încălzire	8,0	10,0	8,04393	
Durată sinterizare	1,0	1,5	1,5	
Presiune formare	1500,0	2000,0	1947,69	

Tab. 6.34 Combinația optimă a nivelurilor factorilor (cu interacțiuni) pentru planul Draper-Lin

CAPITOLUL VI

Factor	Min	Max	Optimum	Valoare optimă
Compoziție	0.0	2.0	1.99993	1537.19
Temperatură calcinare	900.0	950.0	950.0	
Durată răcire	4.0	5.5	5.49936	
Temperatură sinterizare	1000.0	1100.0	1100.0	
Durată încălzire	8.0	10.0	8.00001	
Durată sinterizare	1.0	1.5	1.5	
Presiune formare	1500.0	2000.0	1999.99	

Tab. 6.35 Combinația optimă a nivelurilor factorilor (fără interacțiuni) pentru planul Draper-Lin

În tabelul 6.36 se face o comparație între valorile măsurate în experimentele de confirmare bazate pe planul de experiențe Taguchi L_8 , valorile așteptate obținute prin simularea unui plan factorial complet (128 experimente), valorile așteptate obținute prin aplicarea planului de experiențe Taguchi L_8 , valorile așteptate maxime și optime previzionate prin aplicarea planului de experiențe Draper-Lin, valorile măsurate obținute în cele 40 de experimente din planul Draper-Lin și valorile previzionate prin metoda gradientului. De asemenea se prezintă nivelurile factorilor pentru condițiile respective.

Metoda	Factori și niveluri							
	Valoare	A	B	C	D	E	F	G
Valoare maximă măsurată (L_8)	1700	2	2	1	2	1	1	2
Valoare optimă calculată (simulare-128)	1696,389	2	2	1	2	1	1	2
Valoare optimă așteptată (L_8)	1669,937	2	2	1	2	1	1	2
Valoare măsurată (medie exp. confirmare 1)	1742,599	2	2	1	2	1	1	2
Valoare măsurată (medie exp. confirmare 2)	1754,599	2	2	2	2	1	1	2
Valoare maximă măsurată (Draper-Lin)	1640	2	2	2	2	1	2	2
Valoare maximă previzionată (Draper - Lin)	1597,18	2	2	2	2	1	2	2
Valoare optimă cu interacțiuni (Draper-Lin)	2004,26	2	2	2	1	2	1	2
Valoare optimă fără interacțiuni (Draper-Lin)	1537,19	2	2	2	2	1	2	2
Valoare previzionată prin modificarea compoziției (metoda gradientului)	1561,16	2	1,5	1,58	1,48	1,52	1,64	1,61

Tab. 6.36 Comparație între diferitele metode de estimare, măsurare și calcul a valorii rezistenței la compresiune

CAPITOLUL VI

În figurile 6.32 – 6.33 sunt prezentate suprafețele de răspuns estimate și respectiv contururile suprafețelor de răspuns estimate. De remarcat că înălțimea suprafeței reprezintă valorile previzionate pentru rezistența la compresiune asupra unui spațiu determinat de 2 factori, restul de 5 factori fiind menținuți la valorile lor medii.

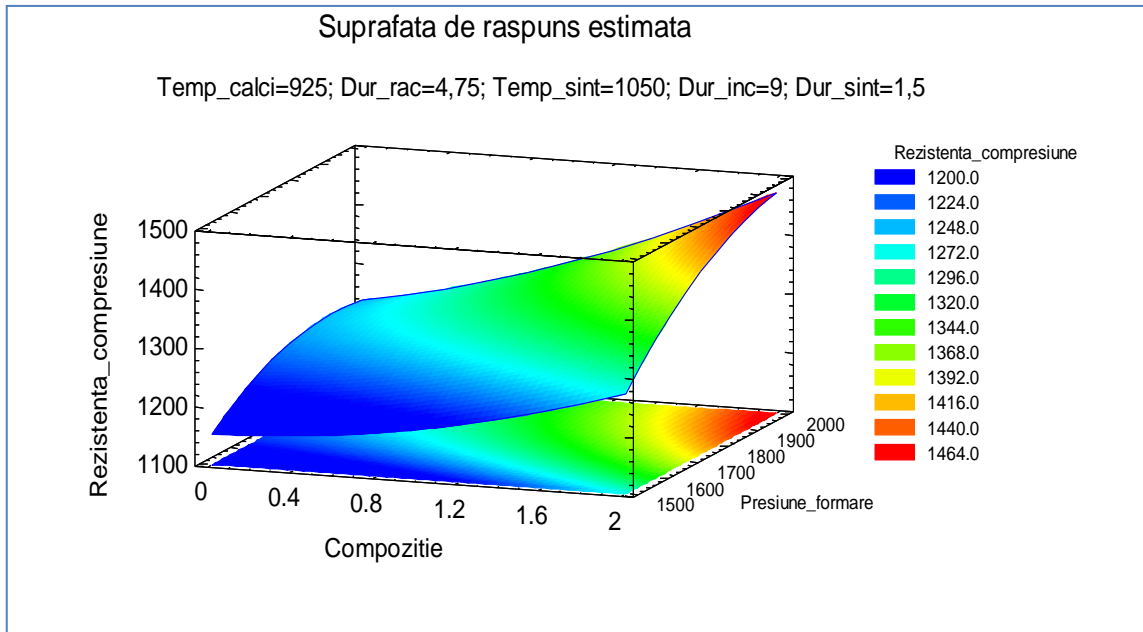


Fig. 6.32 Suprafața de răspuns estimată (compoziție – presiune formare)

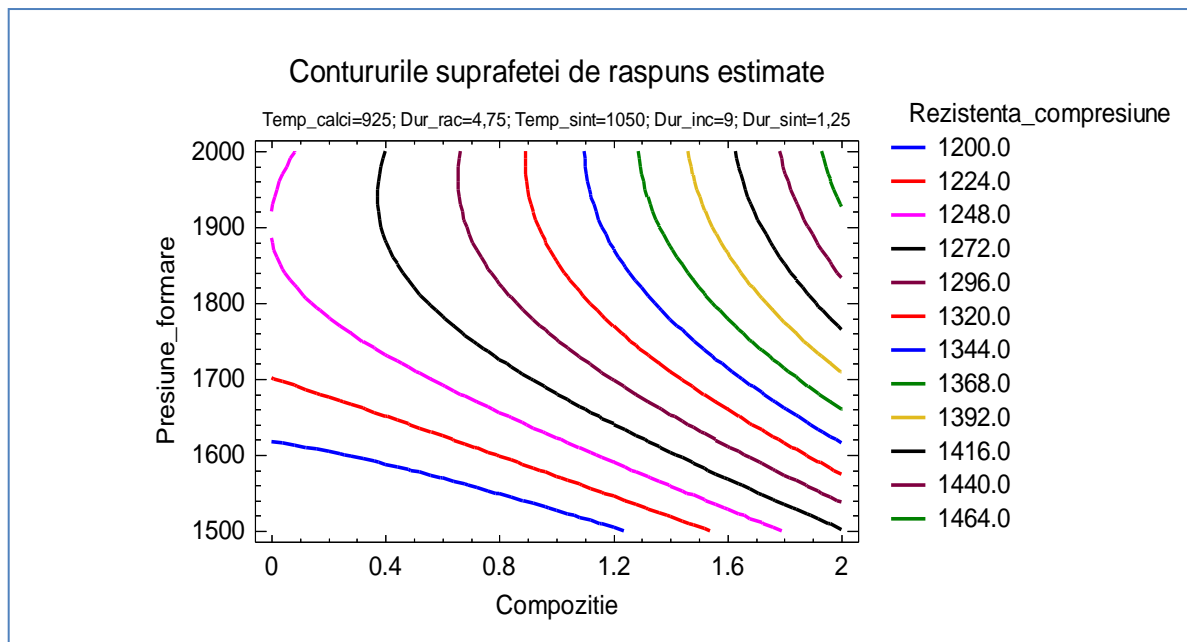


Fig. 6.33 Contururile suprafeței de răspuns estimate (compoziție – presiune formare)

6.3 Analiza uzurii pastilelor de bazalt sinterizat

În tabelul 6.37 se prezintă datele obținute în urma încercărilor de uzură la care au fost supuse pastilele de bazalt sinterizat montate pe discul de frână precum și uzura discurilor de abraziune.

Turații	Disc abr.	Presiune	Uzura medie	Durata	Cen.	Uzura disc D0	Uzura medie 4 plăcuțe D4	Uzura medie 2 plăcuțe D2
[rpm]	-	[daN/cm ²]	[μm]	[h]	-	[μm]	[μm]	[μm]
630	D0	1	4,36	458,71	1	7,85		
630	D0	10,76	41,26	48,47	0	74,27		
630	D4	1	3,58	558,66	1		21,73	
630	D4	10,76	36,43	59,89	0		221,13	
630	D2	1	1,68	1190,47	1			5,99
630	D2	10,76	17,36	115,21	1			61,97
800	D0	1	5,38	371,75	1	9,42		
800	D0	10,76	49,51	40,39	0	91,59		
800	D4	1	4,43	451,47	1		27,07	
800	D4	10,76	44,45	44,99	0		269,81	
800	D2	1	2,13	938,97	1			7,61
800	D2	10,76	21,77	91,87	1			77,72
1000	D0	1	7,03	284,49	1	11,95		
1000	D0	10,76	61,87	32,33	0	117,55		
1000	D4	1	5,89	339,55	1		35,75	
1000	D4	10,76	59,32	33,72	0		360,07	
1000	D2	1	2,76	724,64	1			9,85
1000	D2	10,76	28,86	69,3	1			10,21

Tab. 6.37 Datele obținute în urma încercărilor de uzură

De remarcat că în coloana duratelor s-a estimat (conform uzurii medii corespunzătoare) durata în ore necesară pentru ca pastilele de bazalt să se uzeze complet (2 mm).

6.3.1 Modelul liniar general asociat uzurii medii

- Numărul variabilelor dependente: 1 (uzura medie);
- Numărul factorilor absoluți: 1 (A – Disc abraziune)
- Numărul factorilor cantitativi: 2 (B – Presiune, C – Turații)

Transformarea Box-Cox aplicată: putere = 0,0403159; deplasarea = 0,0

CAPITOLUL VI

În tabelul 6.38 se prezintă analiza varianței pentru uzura medie

Sursa	Suma pătratelor	Gdl	Media pătratică	Raportul - F	Valoarea - P
Model	3751,64	4	937,909	9143,03	0.0000
Rezidual	1,33356	13	0,102582		
Total (Corectat)	3752,97	17			

Tab. 6.38 ANOVA pentru uzura medie

Din tabelul 6.38 se observă că deoarece valoarea – P pentru uzura medie este mai mică decât 0,05, există a relație semnificativă din punct de vedere statistic între uzura medie și cele 3 variabile predictive cu o probabilitate de 95%.

În tabelul 6.39 se prezintă suma pătratelor de ordinul III.

Sursa	Suma pătratelor	Gdl	Media pătratică	Raportul - F	Valoarea - P
Disc abraziune	367,514	2	183,757	1791,32	0,0000
Presiune	3287,7	1	3287,7	32049,49	0,0000
Turații	96,4251	1	96,4251	939,98	0,0000
Rezidual	1,33356	13	0,102582		
Total (corectat)	3752,97	17			

Tab. 6.39 Suma pătratelor de ordinul III

R-pătratic = 99,9645%

R-pătratic (adjustat pentru gdl) = 99,9535%

Eroarea standard a estimației = 0,320284

Eroarea medie absolută = 0,223012

Statistica Durbin-Watson = 2,21211 (P=0,5852)

Tabelul 6.39 testează semnificația statistică a fiecărui factor, așa cum a fost introdus în model. Deoarece valorile – P sunt mai mici ca 0,05, toți factorii sunt semnificativi din punct de vedere statistic, cu o probabilitate de 95%. În acest caz toți factorii trebuie păstrați în model. Statistica R-pătratic indică că modelul explică 99,9645% din variabilitatea în uzura medie. Statistica R-pătratic (adjustat pentru gdl), care este mai

CAPITOLUL VI

potrivită pentru compararea modelelor cu numere diferite de variabile independente este 99,9535%. Eroarea standard a estimației este 0,320284, această valoare putând fi folosită pentru a construi limite de predicție pentru noi observații. Eroarea medie absolută de valoare 0,223012 reprezintă valoarea medie a erorilor reziduale. Statistica Durbin-Watson testează erorile reziduale pentru a determina dacă există corelații semnificative bazat pe modul în care acestea apar în fișierul de date. Deoarece valoarea statisticii este mai mare decât 0,05, nu există suspiciuni de autocorelare serială în erorile reziduale.

Ecuția modelului liniar general asociat este dat în relația (6.12):

$$\text{BoxCox(uzura medie)} = 0,446041 + 3,98476 \cdot Q(1) - 6,31875 \cdot Q(2) + 2,76943 \cdot \text{Presiune} + 0,0153058 \cdot \text{Turatii} \quad (6.12)$$

Unde:

$$\text{BoxCox(uzura medie)} = 1 + \frac{\text{uzuramedie}^{0,0403159} - 1}{0,0403159 \cdot 11,8155^{-0,959684}} \quad (6.13)$$

Q(1) = 1 dacă Disc abraziune = D0; Q(1) = - 1 dacă Disc abraziune = D4; Q(1) = 0 dacă Disc abraziune = D2; Q(2) = 1 dacă Disc abraziune = D2; Q(2) = - 1 dacă Disc abraziune = D4; Q(1) = 0 dacă Disc abraziune = D0

În figura 6.34 se prezintă suprafața de răspuns estimată (optimizată) pentru uzura medie a pastilelor de bazalt și pentru discul D0 de abraziune

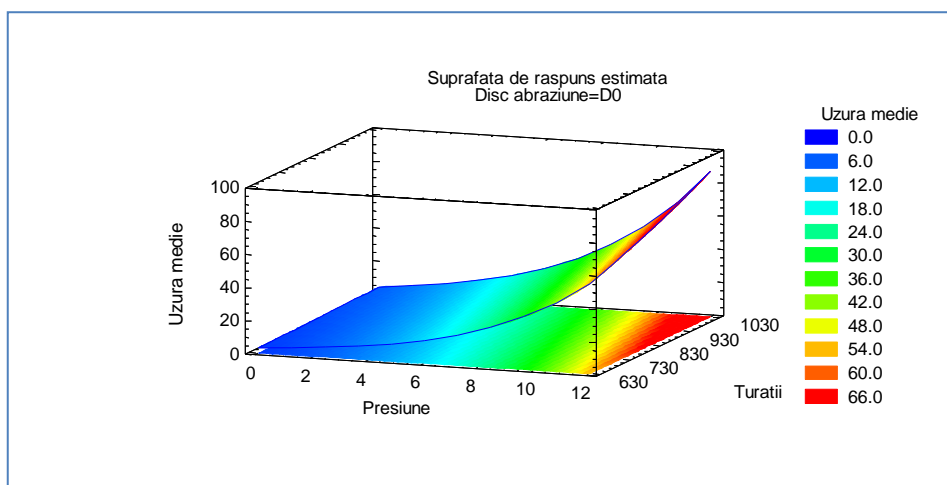


Fig. 6.34 Suprafața de răspuns estimată (optimizată) a uzurii medii , disc de abraziune D0

CAPITOLUL VI

În figura 6.35 se prezintă suprafața de răspuns estimată (optimizată) pentru uzura medie a pastilelor de bazalt și pentru discul D4 de abraziune

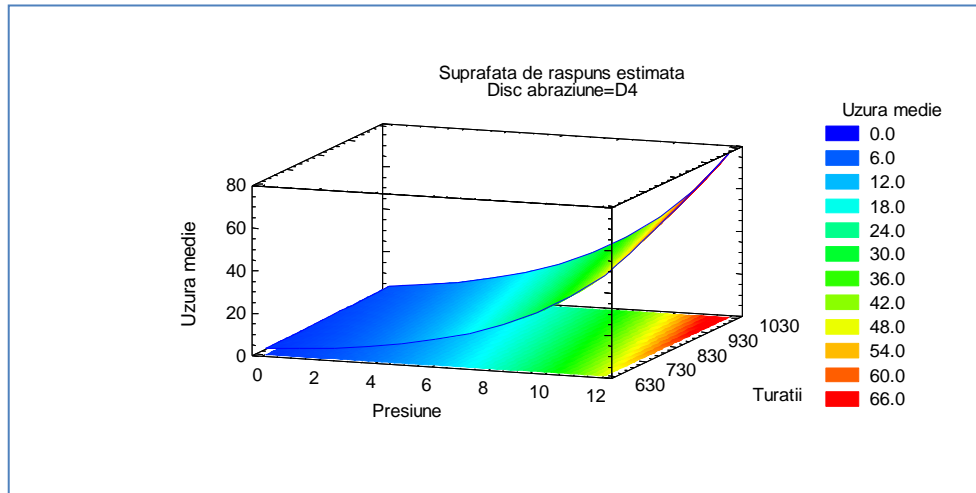


Fig. 6.35 Suprafața de răspuns estimată (optimizată) a uzurii medii, disc de abraziune D4

În figura 6.36 se prezintă suprafața de răspuns estimată (optimizată) pentru uzura medie a pastilelor de bazalt și pentru discul D2 de abraziune

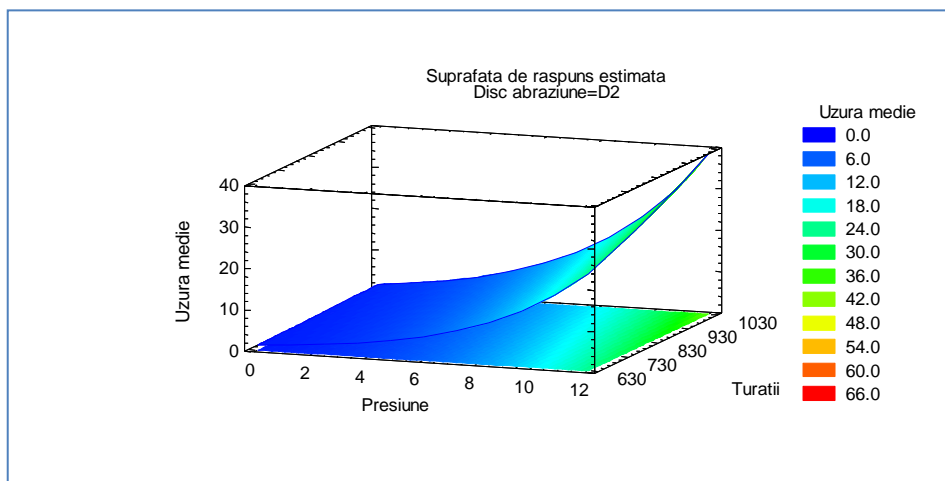


Fig. 6.36 Suprafața de răspuns estimată (optimizată) a uzurii medii, disc de abraziune D2

6.3.2 Modelul asociat duratei de viață a pastilelor de bazalt sinterizat

Luând în considerare datele din tabelul 6.37, distribuțiile care pot modela durata de funcționare a pastilelor de bazalt sinterizat sunt date în tabelul 6.40 (precizându-se și parametrii corespunzători ai modelului atribuit).

Birnbaum-Saunders	Exponențial	Weibull
formă = 1,33361	media = 325,271	formă = 0,919819
scală = 172,771		scală = 312,298

Tab. 6.40 Distribuțiile care pot modela durata de funcționare a pastilelor de bazalt sinterizat

În figura 6.37 se prezintă histograma pentru durata de funcționare a pastilelor de bazalt sinterizat precum și distribuțiile atribuite

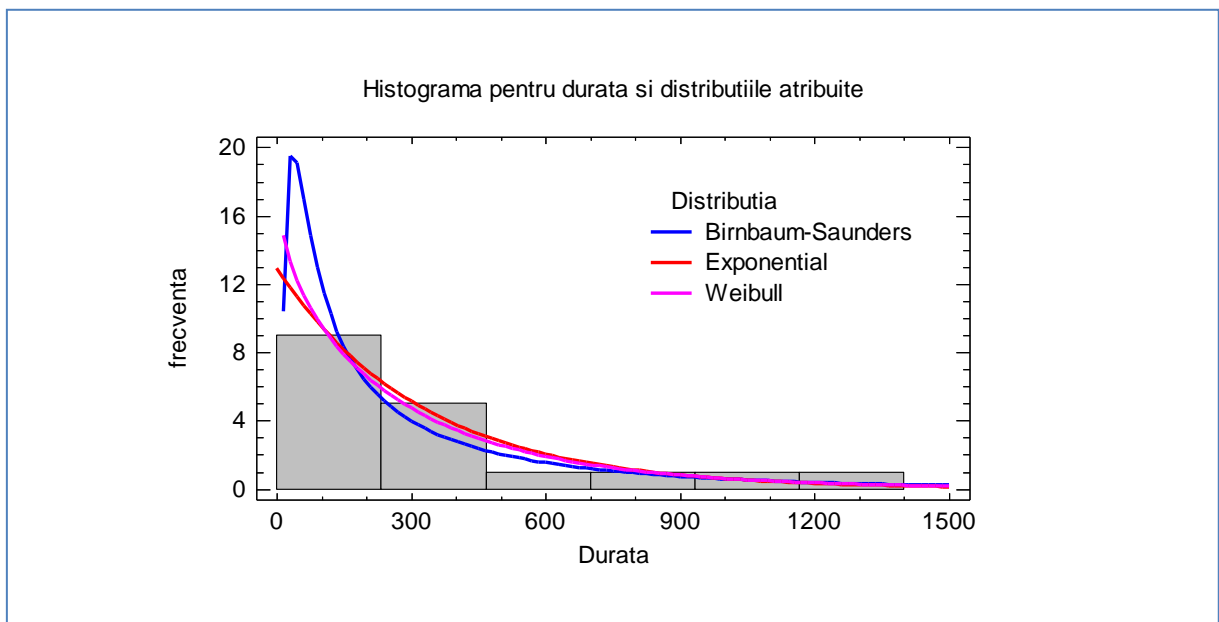


Fig. 6.37 Histograma pentru durată și distribuțiile atribuite

În tabelul 6.41 se prezintă 2 teste pentru verificarea normalității datelor corespunzătoare duratei de funcționare a pastilelor de bazalt sinterizat. Testul χ^2 împarte domeniul duratei în 12 clase probabile egale și compară numărul observațiilor din fiecare clasă cu numărul așteptat. Testul Shapiro – Wilk se bazează pe compararea cuantilelor distribuției atribuite cu cuantilele datelor.

CAPITOLUL VI

Deoarece valorile - P ale celor două teste sunt mai mici decât 0,05, atunci se poate respinge ideea că "durata" provine dintr-o distribuție normală cu o probabilitate de 95%. (siguranță statistică de 5%).

Test	Valoarea statisticii	Valoarea-P
χ^2	35,3333	0,0000520319
Shapiro-Wilk W	0,826154	0,00291285

Tab. 6.41 Teste pentru verificarea normalității datelor

În tabelele 6.42 – 6.44 se prezintă 3 teste pentru verificarea dacă datele analizate pot fi modelate cu distribuțiile atribuite.

	Birnbaum-Saunders	Exponențial	Weibull
DPLUS	0,149749	0,201737	0,170576
DMINUS	0,147235	0,0946141	0,116769
DN	0,149749	0,201737	0,170576
Valoare-P	0,814343	0,464949	0,671519

Tab. 6.42 Testul Kolmogorov – Smirnov pentru adecvarea distribuțiilor atribuite

	Birnbaum-Saunders	Exponential	Weibull
W^2	0,106434	0,147527	0,112805
Forma modificată	0,0908454	0,134221	0,0975702
Valoare-P	$\geq 0,10$	$\geq 0,10$	$\geq 0,10$

Tab. 6.43 Testul Cramer – Von Mises pentru adecvarea distribuțiilor atribuite

	Birnbaum-Saunders	Exponential	Weibull
U^2	0,105968	0,135329	0,110517
Forma modificată	0,105197	0,135864	0,109949
Valoare-P	$\geq 0,10$	$\geq 0,10$	$\geq 0,10$

Tab. 6.44 Testul Watson pentru adecvarea distribuțiilor atribuite

Valori – P mai mici decât 0,05 ar indica că datele nu provin din distribuțiile atribuite, ceea ce nu este cazul.

CAPITOLUL VI

În tabelul 6.45 se prezintă testul Anderson – Darling pentru ierarhizarea distribuțiilor atribuite.

Distribuția	Parametrii estimați	A ²
Birnbaum-Saunders	2	0,601474
Weibull	2	0,664277
Exponential	1	0,868175

Tab. 6.45 Testul Anderson – Darling pentru ierarhizarea distribuțiilor

Conform statisticii **A²** a testului Anderson – Darling, cea mai potrivită distribuție ar fi Birnbaum – Saunders. Însă distribuția Birnbaum – Saunders descrie un model al distribuției duratei de viață ce derivă dintr-un proces de oboseală în care creșterea fisurilor provoacă căderea presupunând o formă de clopot, mai mult sau mai puțin aplatizat. De aceea modelul cel mai probabil este modelul Weibull bi-parametric dat în relația (6.14).

$$f(x) = \frac{\gamma}{\alpha} \frac{x}{\alpha}^{(\gamma-1)} \exp\left(-\left(\frac{x}{\alpha}\right)^\gamma\right) \quad (6.14)$$

Unde $\gamma = 0,919819$ este parametrul de formă și $\alpha = 312,298$ este parametrul de scală

Procedura de determinare a regresiei duratei de viață este proiectat să atribuie un model parametric statistic prin care să se relaționeze durata de viață la unul sau mai mulți factori predictivi (cantitativi și absoluți). Se pot atribui modele de ordinul I (fără interacțiuni) și modele de ordinul II (cu interacțiuni). Considerând din tabelul 6.37 ca variabilă dependentă "durata,, (durata până la uzarea completă a pastilelor de bazalt) și ca variabile independente (cantitative) turațiile și presiunile respectiv ca variabilă absolută, discul de abraziune, în relația (6.15) este prezentat un model de regresie Weibull de ordinul I iar în relațiile (6.16) și (6.17) sunt prezentate 2 modele de regresie Weibull de ordinul II.

Valorile estimate ale parametrilor corespunzători și testele raportului de verosimilitate sunt prezentate în tabelele 6.46 – 6.51.

$$\begin{aligned} \text{Durata} = & \exp(7,38273 - 0,231998 \cdot \text{Presiune} - 0,00130825 \cdot \text{Turații} - \\ & 0,144968 \cdot \text{Disc abraziune} = D0 + 0,728483 \cdot \text{Disc abraziune} = D2) \quad (6.15) \end{aligned}$$

CAPITOLUL VI

Parameterul	Estimația	Abaterea standard	Limita inferioară P = 95%	Limita superioară P = 95%
Constantă	7,38273	0,0453026	7,29394	7,47152
Presiune	-0,231998	0,00203073	-0,235978	-0,228018
Turații	-0,00130825	0,0000554602	-0,00141695	-0,00119955
Disc abraziune D0	-0,144968	0,0229361	-0,189922	-0,100014
Disc abraziune D2	0,728483	0,0201764	0,688938	0,768028
Sigma	0,0316088	0,00581135	0,0220451	0,0453214

Tab. 6.46 Estimarea parametrilor modelului de regresie Weibull de ordinul I

Factorul	χ^2	Gdl	Valoare-P
Presiune	124,383	1	0,0000
Turații	62,7153	1	0,0000
Disc abraziune	89,09	2	0,0000

Tab. 6.47 Testele pentru raportul de verosimilitate pentru factorii modelului de regresie Weibull de ordinul I

Deoarece toate valorile – P sunt mai mici decât 0,05, toți factorii sunt semnificativi și trebuie menținuți în model.

$$\begin{aligned}
 \text{Durata} = & \exp (7,52384 - 0,232136 \cdot \text{Presiune} - 0,00146929 \cdot \text{Turații} - \\
 & 0,448281 \cdot \text{Disc abraziune} = \text{D0} + 0,640649 \cdot \text{Disc abraziune} = \text{D2} - \\
 & 0,00000257828 \cdot \text{Presiune} \cdot \text{Turații} + 0,00690963 \cdot \text{Presiune} \cdot \text{Disc} \\
 & \text{abraziune} = \text{D0} - 0,00510723 \cdot \text{Presiune} \cdot \text{Disc abraziune} = \text{D2} + \\
 & 0,000312182 \cdot \text{Turații} \cdot \text{Disc abraziune} = \text{D0} + \\
 & 0,00012755 \cdot \text{Turații} \cdot \text{Disc abraziune} = \text{D2}) \quad (6.16)
 \end{aligned}$$

Parameterul	Estimația	Abaterea standard	Limita inferioară P = 95%	Limita superioară P = 95%
Constantă	7,52384	0,0477802	7,43019	7,61749
Presiune	-0,232136	0,00389997	-0,23978	-0,224492
Turații	-0,00146929	0,0000496436	-0,00156659	-0,00137199
Disc abraziune D0	-0,448281	0,0505299	-0,547318	-0,349244
Disc abraziune D2	0,640649	0,046794	0,548934	0,732363
Presiune·Turații	-0,00000257	0,000004348	-0,000011100	0,0000059443
Presiune·Disc abraziune D0	0,00690963	0,00214464	0,0027062	0,0111131
Presiune·Disc abraziune D2	-0,00510723	0,00161245	-0,00826759	-0,00194687
Turații·Disc abraziune D0	0,000312182	0,0000625813	0,000189525	0,00043484
Turații·Disc abraziune D2	0,00012755	0,0000491533	0,0000312112	0,000223889
Sigma	0,0102952	0,00208846	0,00691765	0,0153217

Tab. 6.48 Estimarea parametrilor modelului de regresie Weibull de ordinul II

CAPITOLUL VI

Factorul	χ^2	Gdl	Valoare-P
Presiune	98,971	1	0,0000
Turații	73,2395	1	0,0000
Disc abraziune	66,931	2	0,0000
Presiune·Turații	0,342125	1	0,5586
Presiune·Disc abraziune	25,5648	2	0,0000
Turații·Disc abraziune	16,2719	2	0,0003

Tab. 6.49 Testele pentru raportul de verosimilitate pentru factorii modelului de regresie Weibull de ordinul II

Deoarece toate valoare – P pentru interacțiunea Presiune·Turații este mai mare decât 0,05, aceasta nu este semnificativă și trebuie eliminată din model.

$$\begin{aligned} \text{Durata} = & \exp (7,54023 - 0,234297 \cdot \text{Presiune} - 0,00148698 \cdot \text{Turații} - \\ & 0,452078 \cdot \text{Disc abraziune} = D0 + 0,634088 \cdot \text{Disc abraziune} = D2 + \\ & 0,00707316 \cdot \text{Presiune} \cdot \text{Disc abraziune} = D0 - 0,00501944 \cdot \text{Presiune} \cdot \text{Disc} \\ & \text{abraziune} = D2 + 0,000311479 \cdot \text{Turații} \cdot \text{Disc abraziune} = D0 + \\ & 0,000133329 \cdot \text{Turații} \cdot \text{Disc abraziune} = D2) \quad (6.17) \end{aligned}$$

Parameterul	Estimația	Abaterea standard	Limita inferioară P = 95%	Limita superioară P = 95%
Constantă	7,54023	0,0436413	7,45469	7,62576
Presiune	-0,234297	0,00154478	-0,237325	-0,231269
Turatii	-0,00148698	0,0000438595	-0,00157294	-0,00140101
Disc abraziune=D0	-0,452078	0,0531763	-0,556302	-0,347855
Disc abraziune=D2	0,634088	0,0505692	0,534974	0,733202
Presiune*Disc abraziune=D0	0,00707316	0,00214263	0,00287368	0,0112726
Presiune*Disc abraziune=D2	-0,00501944	0,00178679	-0,00852148	-0,00151739
Turatii*Disc abraziune=D0	0,000311479	0,000063158	0,000187692	0,000435267
Turatii*Disc abraziune=D2	0,000133329	0,0000525517	0,0000303295	0,000236329
SIGMA	0,0104458	0,00210808	0,00703331	0,015514

Tab. 6.50 Estimarea parametrilor modelului de regresie Weibull de ordinul II (modificat)

Factorul	χ^2	Gdl	Valoare-P
Presiune	134,452	1	0,0000
Turații	77,463	1	0,0000
Disc abraziune	67,0675	2	0,0000
Presiune·Disc abraziune	26,5194	2	0,0000
Turații·Disc abraziune	16,1991	2	0,0003

Tab. 6.51 Testele pentru raportul de verosimilitate pentru factorii modelului de regresie Weibull de ordinul II (m0dificat)

CAPITOLUL VI

Deoarece toate valorile $-P$ sunt mai mici decât 0,05, toți factorii sunt semnificativi și trebuie menținuți în model

În figurile 6.38 – 6.41 sunt prezentate modelele Weibull de ordinul I pentru discurile de abraziune, menținând constante, pe rând, turația și presiunea.

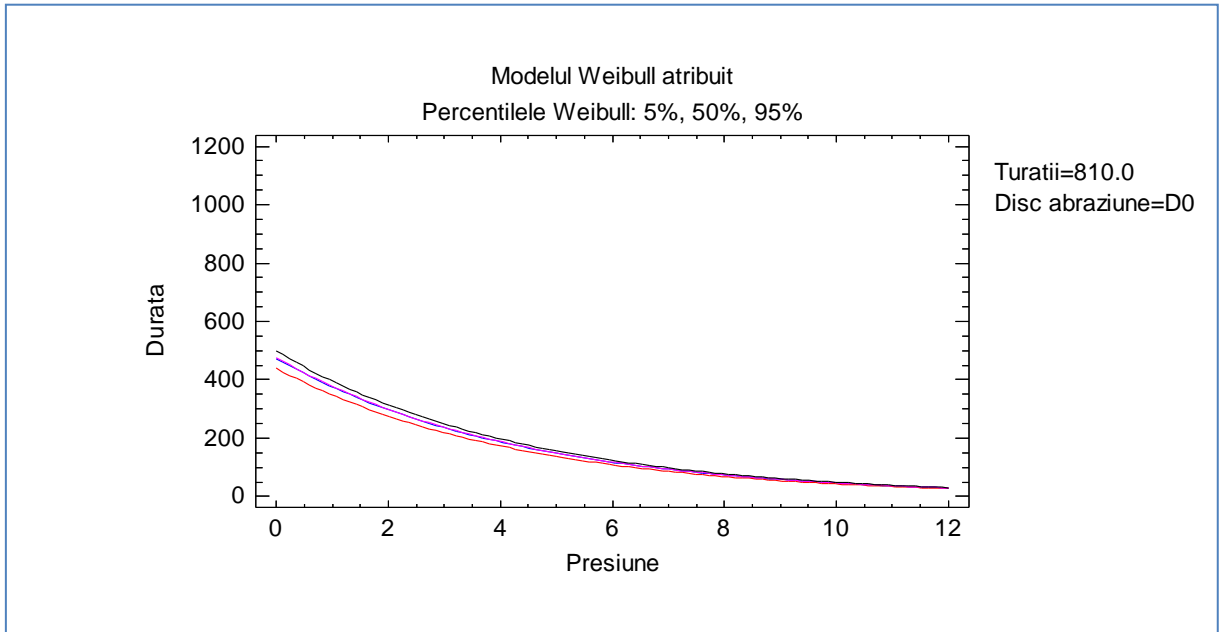


Fig. 6.38 Modelul Weibull de ordinul I atribuit pentru discul de abraziune D0
(turația menținută la 810 rpm)

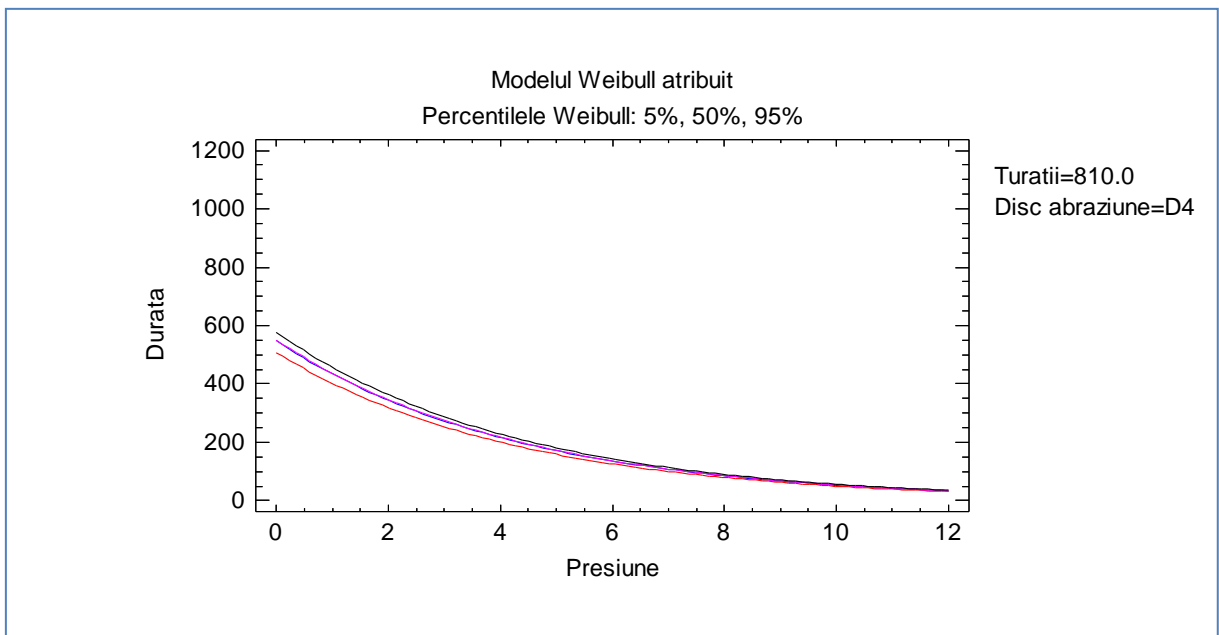


Fig. 6.39 Modelul Weibull de ordinul I atribuit pentru discul de abraziune D4
(turația menținută la 810 rpm)

CAPITOLUL VI

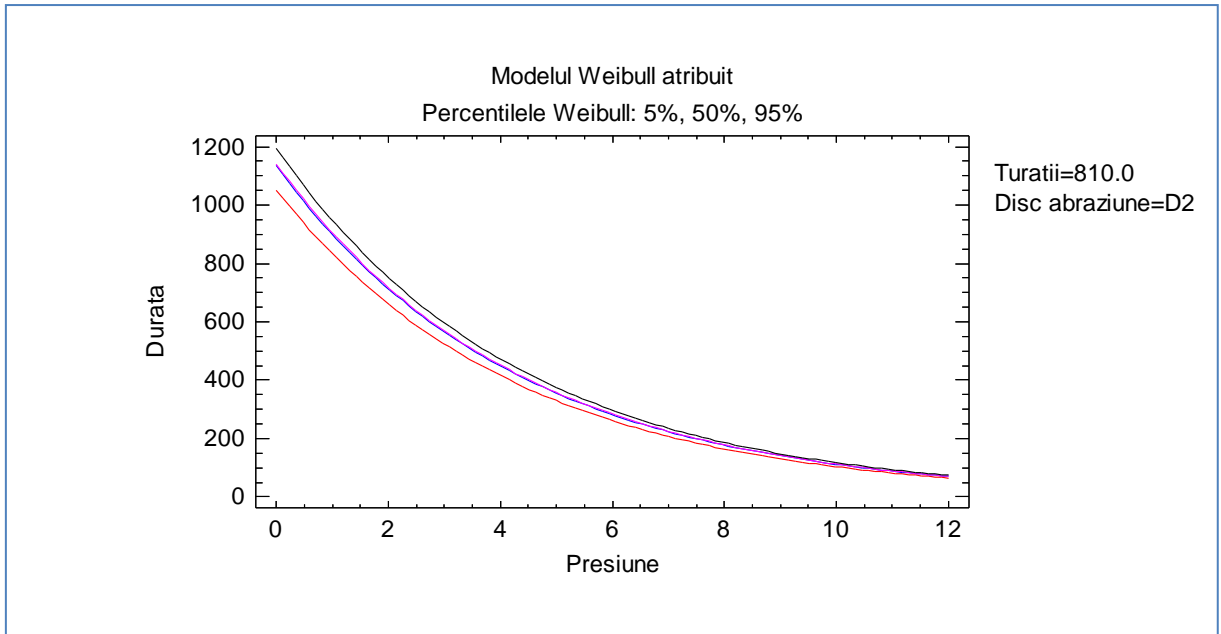


Fig. 6.40 Modelul Weibull de ordinul I atribuit pentru discul de abraziune D2
(turația menținută la 810 rpm)

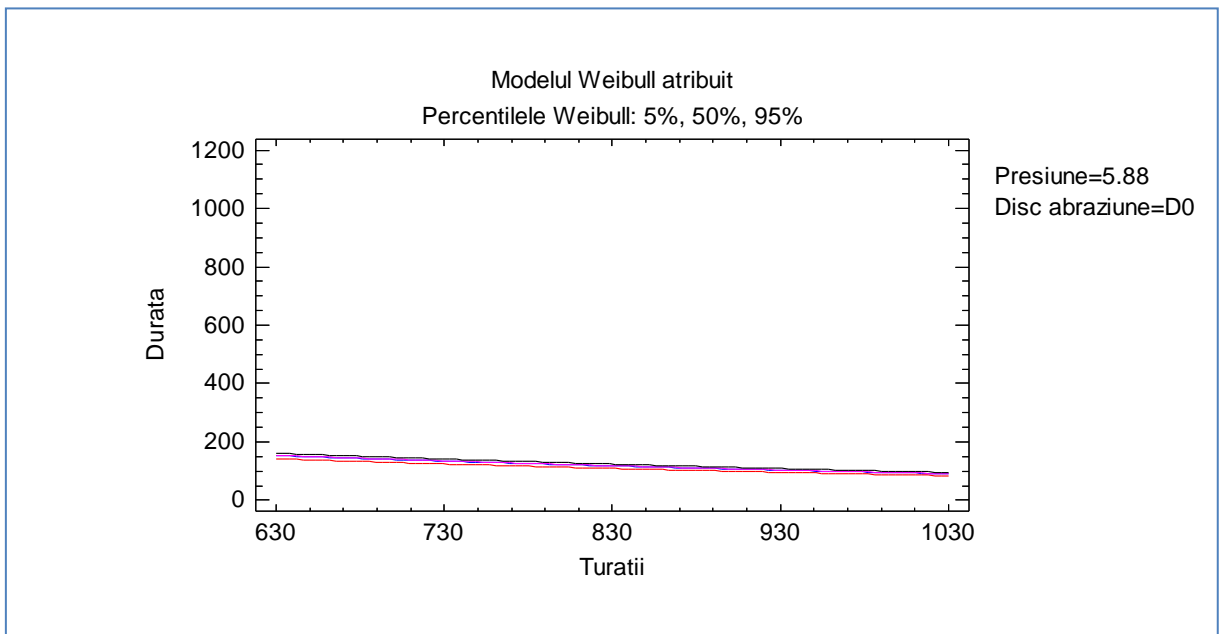


Fig. 6.41 Modelul Weibull de ordinul I atribuit pentru discul de abraziune D0
(presiunea menținută la 5,88 daN/cm²)

CAPITOLUL VI

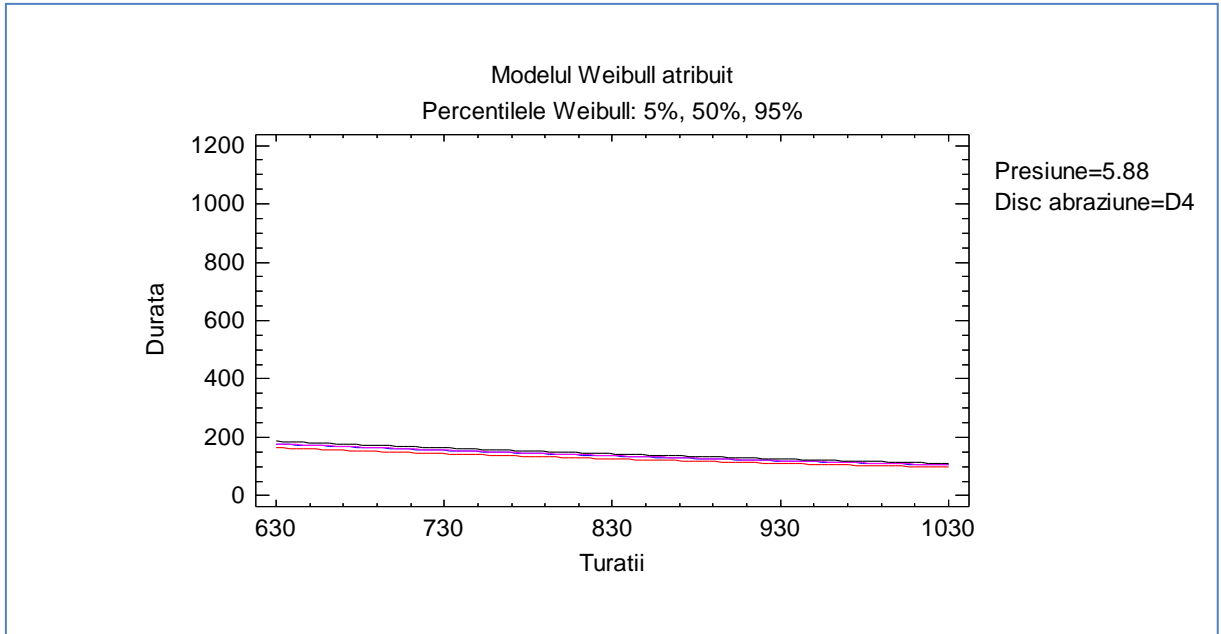


Fig. 6.41 Modelul Weibull de ordinul I atribuit pentru discul de abraziune D4
(presiunea menținută la 5,88 daN/cm²)

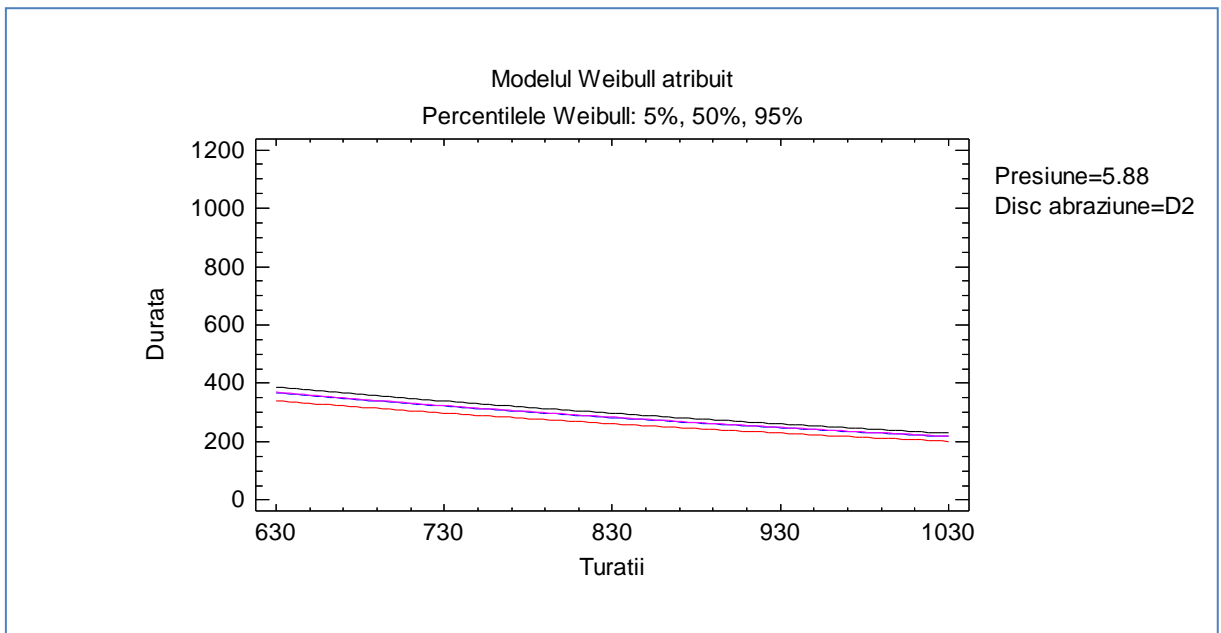


Fig. 6.41 Modelul Weibull de ordinul I atribuit pentru discul de abraziune D2
(presiunea menținută la 5,88 daN/cm²)

CONCLUZII FINALE. CONTRIBUȚII PERSONALE

7.1 Concluzii finale

Una din cele mai importante utilizări ale sinterizării în epoca modernă este fabricarea componentelor sinterizate din materiale ceramice, inclusiv bazalt, cu o mare rezistență la uzură, la agenți chimici etc.

Folosirea produselor din bazalt se datorează proprietăților sale mecanice deosebite: duritate, rezistență la abraziune, coroziune ducând la utilizarea acestuia în domenii unde materialele metalice prezintă deficiențe (rezistență mică, uzuri accentuate etc.).

Din punctul de vedere al laturii economice bazaltul este utilizat pentru că: în realizarea pieselor din bazalt consumul de combustibil este de 6 ori mai redus decât în cazul fontelor sau oțelurilor înalt aliate, o tonă de piese din bazalt poate înlocui 2,53 tone laminate, prețul de livrare a unor piese din bazalt este de 7 până la 10 ori mai scăzut al celor fabricate din oțel aliat.

Ca produs finit, bazaltul este elaborat prin procedeul de topire urmat de tratamentul de recristalizare sau prin sinterizarea pulberilor. Aceste procedee păstrează calitățile bazaltului natural și îmbunătățesc unele proprietăți: rezistența la uzură, stabilitate termică sau compresiune.

Prin sinterizare se produc piese mici, configurate complex, cu abateri dimensionale de ordinul $\pm 0,1\text{mm}$ și rugozitate cuprinsă între $3,2 \div 3,7\mu\text{m}$, valori superioare celor obținute în cazul bazaltului topit.

Bazaltul existent la noi în țară nu prezintă diferențieri semnificative de compoziție chimică față de cel exploatat în alte țări și, comparativ, are unele proprietăți deosebite. Conform cercetărilor efectuate în țara noastră s-a evidențiat faptul că structurile cristaline din bazalt nu sunt supuse fenomenelor de îmbătrânire, cunoscute la majoritatea materialelor metalice, iar proprietățile pieselor realizate din materiale bazaltice sunt deosebite la abraziune, coroziune sau stabilitate termică. În momentul de față diversitatea sortimentală a produselor din bazalt este relativ restrânsă, dar domeniile de utilizare a acestora cunosc permanent o largă arie de răspândire. Pentru introducerea materialelor bazaltice în fabricația pieselor din componența mașinilor, utilajelor, etc., s-au avut în vedere condițiile grele de lucru ale

CAPITOLUL VII

utilajelor, caracteristicile fizico-mecanice și chimice ale bazaltului, diminuarea consumurilor de materiale deficitare, îmbunătățirea indicilor de fiabilitate.

Analiza chimică arată că materialele bazaltice sunt amestecuri de oxizi binari cu o variată structură procentuală cuprinsă între un maxim de 52% pentru oxizii de siliciu și un minim de 2% pentru oxizii de titan, precum și cu o diversitate de legături structurale de tip covalent-ionică pentru elementele siliciu și aluminiu, de tip ionică pentru metalele alcaline (Na,K) și alcalino-pământoase (Mg,Ca), respectiv de tip metalice pentru elementele tranziționale (Fe,Ti). Cele trei tipuri de legături chimice prezente influențează structura și proprietățile compușilor chimici.

În timpul sinterizării, în funcție de substanțele introduse în rețete și temperatură, în masa probei au loc o serie de transformări structurale determinate de reacțiile chimice care se produc între compușii oxidici ce participă la formarea bazaltului.

Rezultatele obținute pe cale chimică nefiind în concordanță cu cele obținute pe cale teoretică implică investigarea structurii materialelor bazaltice prin procedee cu înaltă rezoluție.

Există posibilitatea ca în urma reacțiilor chimice să se formeze între suprafețele de contact ale substanțelor componente, aflate sub formă granulară, a unor compuși micști.

Există în procesul de sinterizare unele combinații de oxizi ternari și micști, având compoziția chimică stoichiometrică sau nestoichiometrică;

O serie de substanțe oxidice participă în procesul de sinterizare într-un procent relativ mic, în cazul reacțiilor chimice complete;

Se poate constata că substanțele obținute experimental pe bază de analize chimice nu corespund cu cele determinate pe baza analizelor teoretice.

Metoda Taguchi reprezintă o modalitate prin care produsele și procesele de fabricație pot fi optimizate în ceea ce privește robustețea lor la factorii de zgomot încă din fazele inițiale ale proiectării.

Metoda de proiectare "off-line" Taguchi asigură determinarea combinației optime a factorilor de control și a interacțiunilor dintre aceștia, în cazul proiectării statice, și folosește avantajele interacțiunilor dintre factorii semnal și cei de zgomot în cazul proiectării dinamice.

CAPITOLUL VII

Proiectarea Robustă Taguchi este o metodă care poate fi folosită nu numai pentru atingerea robusteții produselor sau proceselor de fabricație ci poate fi folosită în cercetarea experimentală fundamentală.

Selectarea parametrilor și determinarea valorilor optime ale acestora precum și combinația optimă a factorilor de control s-au realizat prin aplicarea metodei Taguchi.

Pentru realizarea experimentelor s-a ales o matrice standard Taguchi L_8 , pentru fiecare condiție de experimentare au fost sinterizate câte 5 piese care au fost supuse încercărilor de compresiune.

Prin studierea interacțiunilor posibile între factori și analiza efectelor medii ale factorilor asupra raportului S/N, s-a obținut condiția optimă care s-a dovedit ca fiind identică cu cea obținută conform ecuației predictive pentru performanță la condiția optimă.

S-a constatat că condițiile previzionate sunt superioare condițiilor curente, anticipându-se și o economie de 40,7 cenți la 1\$ pierdere.

Pentru analiza statistică a rezultatelor experimentului de confirmare numărul 1 s-a optat pentru caracteristica de calitate (rezistența la compresiune) varianta NTB "nominal cel mai bun", sinterizându-se 25 de piese (probe) în condițiile precizate, rezultatele pentru rezistența la compresiune dovedindu-se superioară valorilor previzionate.

Pentru experimentul de confirmare numărul 2 s-a optat pentru sinterizarea și răcirea pieselor în fiole de cuarț, rezultatele obținute pentru rezistența la compresiune fiind superioare celor obținute în experimentul de confirmare numărul 1.

Pentru verificarea exactității proiectării experimentelor pe baza unei matrici ortogonale L_8 , s-a efectuat cu ajutorul rezultatelor simulării factoriale complete (27 = 128 rezultate pentru experimentul factorial complet) utilizând o relație generalizată neliniară între caracteristica de performanță și cei șapte factori.

S-a constatat că eroarea utilizării unei matrici ortogonale L_8 în loc de un experiment factorial complet este de 0,9%, de asemenea s-a observat că eroarea relativă maximă este de aproximativ 9,73% iar eroarea pentru condiția de experimentare care oferă combinația optimă a factorilor este de - 0,15%, ceea ce permite să se concluzioneze că ecuația utilizată reprezintă soluția analitică corectă a relației între caracteristica de performanță (rezistența la compresiune) și factorii luați

în considerare. S-a constatat că eroarea relativă între valoarea optimă calculată și valoarea optimă așteptată este de 1,55%.

Pentru compararea rezultatelor obținute în urma aplicării planului de experiențe Taguchi s-a utilizat un plan de experiențe Draper-Lin, care este un plan compozițional de dimensiuni reduse, folosit în metoda RSM. În acest scop a fost creat un plan de experiențe compozițional de dimensiuni mici ortogonal randomizat Draper-Lin cu ajutorul căruia s-a studiat efectul celor 7 factori în 40 de experimente, într-un singur bloc (incluzînd 2 puncte centrale per bloc) cu 4 grade de libertate pentru eroare.

Prin compararea ordinii importanței factorilor pentru metoda Taguchi și metoda RSM (Draper-Lin), s-a constatat că ordinea primilor doi factori (cei mai importanți) este aceeași.

S-a determinat ecuația de regresie a modelului asociat planului de experiențe Draper-Lin, realizându-se și estimarea rezultatelor pe baza modelului de ordin II asociat planului de experiențe Draper-Lin. S-a efectuat o comparație între nivelurile optime ale factorilor conform metodei Taguchi și nivelurile obținute pe baza metodei RSM (plan Draper-Lin) pentru valoarea maximă așteptată, concluzionându-se că nivelurile sunt similare.

S-a efectuat analiza predicțiilor cu ajutorul metodei gradientului (metoda "pantei celei mai abrupte"), valoarea previzionată pentru rezistența la compresiune fiind inferioară celei obținute în experimentele de confirmare.

Se poate afirma, că rezultatele previzionate și obținute prin aplicarea metodei Taguchi sunt similare (chiar superioare), celor obținute prin aplicarea metodei RSM prin intermediul planului Draper-Lin. Este evidentă economia de timp și costurile substanțial mai mici în cazul aplicării metodei Taguchi (8 experimente versus 40 experimente).

Prin analiza uzurii pastilelor de bazalt sinterizat s-a determinat un model liniar general asociat uzurii medii și un model asociat duratei de viață a pastilelor de bazalt sinterizat.

Utilizarea pastilelor de bazalt poate conduce la reutilizarea discurilor de frână având în vedere că pastilele pot fi înlocuite (când au ajuns la uzura maximă).

7.2 Contribuții personale

CAPITOLUL VII

Principalele contribuții din cadrul tezei sunt grupate în două categorii:

I. Contribuții teoretice

II. Contribuții aplicative

Nr. Crt	Descrierea contribuției	Tipul contribuției	Cap.	Pag.
1	Studiul științific al procesului de sinterizare, prezentarea stadiului actual al metodelor și tehnologiilor de turnare și sinterizare a bazaltului	teoretică	I	-
2	Studiul științific al grupului de tehnici și metode ce constituie proiectarea robustă – Taguchi	teoretică	II	-
3	Studiul științific al elementelor fundamentale privind testarea și controlul durabilității	teoretică	III	-
4	Studiul științific al elementelor fundamentale privind procesul de uzare.	teoretică	IV	-
5	Metodă de pregătire a pulberii bazaltice	aplicativă	V	160-162
6	Îmbunătățirea procesului de turnare și sinterizare prin utilizarea fiolelor de cuarț.	aplicativă	V	165-166
7	Proiectarea a 2 tipuri de matrițe de presare.	aplicativă	Anexa I	-
8	Metodă pentru încercarea la uzură a bazaltului sinterizat	aplicativă	V	178-186
9	Fabricarea unei matrițe de presare	aplicativă	V	168-169
10	Proiectarea și realizarea unui dispozitiv pentru susținerea pieselor de bazalt sinterizat.	aplicativă	V	178-179
11	Proiectarea și realizarea sistemului de presiune.	aplicativă	V	184-186
12	Aplicarea planurilor de experiențe	aplicativă	VI	187-210

CAPITOLUL VII

	Taguchi la îmbunătățirea rezistenței la compresiune a bazaltului sinterizat.			
13	Simularea factorială completă a comportamentului sistemului	aplicativă	VI	210-214
14	Determinarea relației generalizate neliniare între caracteristica de performanță și cei șapte factori controlați	teoretică și aplicativă	VI	210-217
15	Aplicarea Metodei Suprafeței de Răspuns (RSM) – Planul de experiențe Draper-Lin la îmbunătățirea rezistenței la compresiune a bazaltului sinterizat.	aplicativă	VI	217-234
16	Determinarea modelului liniar general asociat uzurii medii.	aplicativă	VI	235-238
17	Determinarea modelului asociat duratei de viață a pastilelor de bazalt sinterizat.	aplicativă	VI	239-246

7.3 Direcții viitoare de cercetare

O direcție importantă de cercetare o reprezintă extinderea aplicării metodei Taguchi la proiectarea pastilelor din bazalt sinterizat, prin utilizarea unor factori de zgomot astfel încât să se realizeze o matrice de experiențe combinată și de asemenea se pot optimiza simultan mai multe caracteristici de calitate. De asemenea pot fi utilizate și alte substanțe dopante (de exemplu MgO) pentru îmbunătățire și a altor caracteristici fizico-mecanice a pastilelor de bazalt sinterizat (de exemplu rezistența la șoc).

O soluție care poate fi utilizată în viitor o constituie înlocuirea pastilelor cu plăcuțe de bazalt sinterizat care să fie atașate pe întreaga suprafață a discului de frână.

O altă direcție importantă de cercetare o constituie analiza posibilităților de introducere în pastilele de bazalt sinterizat a unor inserții (plase de carbon) pentru îmbunătățire proprietăților fizico-mecanice.

BIBLIOGRAFIE

- [A1] **ALEXIS, J.** – *Metoda Taguchi în practica industrială* – Editura Tehnică, București, 1999.
- [A2] **AKIYAMA, K.** – *Function Analysis: Systematic Improvement of Quality and Performance* – Productivity Press, Cambridge, 1991.
- [A3] **ABE, K., MATSUMOTO, S.** – Hydrothermal Processing of Functional Ceramic Powders – Ceramic Transactions, Vol.22, pp 15-25, Ceramic Powder Science, American Ceramic Society, Westerville, OH, USA, 1991.
- [A4] **AVRAM, N., MATEESCU, GH.D.** – *Spectroscopie în infraroșu. Aplicații în chimia organică* – Editura Tehnică, București, 1996.
- [A5] **Aft, L.S.** – *Fundamentals of Industrial Quality Control* – 2nd Edition, St. Lucie Press, Boca Raton, USA, 1998.
- [A5] **ACKLER, H. D., CHIANG, Y.-M.**, Effect of initial microstructure on final intergranular phase distribution in liquid phase sintered ceramics, J. Am. Ceram. Soc., 82, 183-89, 1999.
- [B1] **BARON, T., ș.a.** – *Calitate și Fiabilitate. Manual practic (2 vol.)* – Editura Tehnică, București, 1988.
- [B2] **BARRETT, C. R., NIX, W. D., TETELMAN, A. S.** – The Principles of Engineering Materials– Prentice-Hall, Englewood Cliffs, New Jersey, 240-46, 1973.
- [B3] **BIJI, M., BIJI, E.** – *Statistică Teoretică* – Editura Didactică și Pedagogică, București, 1979.
- [B4] **BROOK, R. J.**, – Fabrication principles for the production of ceramics with superior mechanical properties – Proc. Brit. Ceram. Soc., 32, 7-24, 1982.
- [B5] **BURACU, M., VODĂ, V.GH.** – *Tehnici moderne în controlul statistic al calității. Seria Tehnica la zi* – Editura Tehnică, București, 1989.
- [B6] **BRECHET, Y. J. M., PURDY, G. R.** – A phenomenological description for chemically induced grain boundary migration – Acta Metall., 37, 2253-59, 1989.
- [B7] **BOX, G.E.P., DRAPER, N.R.** – *Empirical Model-Building and response Surface Methodology* – John Wiley & Sons, NY, USA, 1988.
- [B8] **Box, G.E.P.** – *Signal-to-noise ratios, performance criteria and transformations (with discussions)* – Technometrics 30(1):1-40, 1988.
- [B9] **BROSS, P., EXNER, H. E.** – Computer simulation of sintering processes – Acta Metall., 27, 1013-20, 1979.

BIBLIOGRAFIE

- [B10] **Box, G.E.P., HUNTER, W.G., HUNTER, J.S.** – *Statistics for experimenters* – John Wiley & Sons, NY, USA, 1978.
- [B11] **BIRĂU, O., ș.a.** – *Safirul și Rubinul* – Editura Facla, Timișoara, 1986.
- [B12] **BECHERESCU, D., ș.a.** – *Chimia Stării Solide* – Vol I, EDP, București, România, 1983.
- [B13] **BECHERESCU, D., ș.a.** – *Chimia Stării Solide* – Vol II, EDP, București, România, 1987.
- [B14] **BOUNDS, M., ș.a.** – *Beyond Total Quality Management Toward the Emerging Paradigm* – McGraw-Hill International Editions, NY, USA, 1994.
- [C1] **CĂTUNEANU, V.M., POPENȚIU, F.** – *Optimizarea fiabilității sistemelor* – Editura Academiei, București, 1989.
- [C2] **CROSS, N., ș.a.** – *Engineering Design Methods* – John Wiley & Sons, Chicester, 1994.
- [C3] **CROSBY, P.B.** – *Quality is Free* – McGraw-Hill Book Company, NY, USA, 1979.
- [C4] **CHANG, R.Y.** – *Continuous process improvement* – Kogan Press, London, 1995.
- [C5] **CIUREA, S., DRĂGULĂNESCU, N.** – *Managementul calității totale* – Editura Economică, București, 1995.
- [C6] **CAMPANELLA, J.** – *Principles of Quality Costs* – ASQC, Milwaukee, WI, USA, 1990.
- [C7] **CHIANG, Y.-M., BIRNIE III, D. AND KINGERY, W. D.** – *Physical Ceramics* – John Wiley & Sons, New York, 351-71, 1997.
- [C8] **CLARKE, D. R.** – On the equilibrium thickness of intergranular glass phases in ceramic materials – J. Am. Ceram. Soc., 70, 15-22, 1987.
- [D1] **DIAMOND, W.J.** – *Practical Experiment Designs* – Lifetime Learning Publications, Belmont, CA, USA, 1981.
- [D2] **DONOHUE, J.M.** – *Simulation designs for quadratic response surface models in the presence of model misspecification* – Management Science 38 (12), pp 1765-1791, 1992.
- [D3] **DAWSON, W.L.** – *Hydrothermal synthesis of advanced ceramic powders* – Ceramic Bulletin 67, pp 1673-1678, 1988.
- [D4] **DALE, B.G.** – *Managing Quality* – 3rd Edition, Prentice Hall, Herts, 1998.
- [D5] **DE JONGHE, L. C., RAHAMAN, M. N.** – Sintering stress of homogeneous and heterogeneous powder compacts – Acta Metall., 36, 223-29, 1988.

BIBLIOGRAFIE

- [D6] **DEMING, W.E.** – *Out of the Crisis* – MIT, Cambridge, Mass., USA, 1982.
- [D7] **DEMING, W.E.** – *The New Economies* – MIT, Cambridge, Mass., USA, 1993.
- [D8] **DOBEDO, R. S., WEST, G. D., LEWIS, M. H.,** – Spark plasma sintering of ceramics – Bull. Eu. Ceram. Soc., 1, 19-24, 2003.
- [E1] **EALEY, L.A.** – *Les méthodes Taguchi dans l'industrie occidentale* – Les Editions D'Organisation, Paris, 1990.
- [F1] **FEIGENBAUM, A.V.** – *Total quality control* – Third Edition, McGraw-Hill, New-York, 1983.
- [F2] **FRADKOV, V. E., GLICKSMAN, M. E., PALMER, M., RAJAN, K.** – Topological events in two-dimensional grain growth: experiments and simulations – Acta Metall. Mater., 42, 2719-27, 1994.
- [F3] **EXNER, H. E., BROSS, P.** – Material transport rate and stress distribution during grain boundary diffusion driven by surface tension – Acta Metall., 27, 1007-12, 1979.
- [F4] **FOWLKERS, W.Y., CREVELING, C.M.** – *Engineering Methods for Robust Production Design Using Taguchi Methods in Technology and Product* – Addison-Wesley, 1997.
- [H1] **HUBKA, V., EDER, W.** – *Theory of Technical System : A Total Concept Theory for engineering Design* – Springer-Verlag, 1984.
- [H2] **HOWE, J. M.** – *Interfaces in Materials* – John Wiley & Sons, New York, 297-306, 1997.
- [H3] **HUMPHREYS, F. J., HATHERLY, M.,** – *Recrystallization and Related Annealing Phenomena* – Pergamon, Oxford, 57-83, 1996.
- [I1] **ILIESCU, D.V., VODĂ, V.GH.** – *Statistică și Toleranțe* – Editura Tehnică, București, 1977
- [I2] **ISAIC-MANIU, AL.** – *Metoda Weibull. Aplicații* – Editura Academiei, București, 1983.
- [I3] **ISAIC-MANIU, AL., VODĂ, V.GH.** – *Proiectarea statistică a experimentelor, Fundamente și studii de caz* – Editura Economică, București, 2006.
- [I4] **ISHIZAVA, N., HAYASHI, M., ș.a.** – *Report of the research Laboratory of Engineering Materials* – Institute of Technology 16, pp 9-14, 1991.
- [I5] **ISHIKAWA, K.** – *Report of statistical application research, union of japanese scientist and engineers* – Seven Management-tools, Vol. 33, No.2,

BIBLIOGRAFIE

June 1986.

[I6] **IMAI, M.** – *Kaizen. The Key to Japan's Competitive Success* – Random House Division, NY, USA, 1986.

[J1] **JURAN, J.M., GRUNA, F.M. jr.** – *Calitatea produselor* – Editura Tehnică, București, 1972.

[J2] **JACOBSON, S.A., ș.a.** – *Driving frequency selection for frequency domain simulation experiments* – Operations research 39 (6), pp 917-924, 1991.

[J3] **JURAN, J.M.** – *Quality Control Handbook* – McGraw-Hill, NY, USA, 1974.

[J4] **JURAN, J.M.** – *Juran on Leadership for Quality* – The Free Press, NY, USA, 1989.

[J5] **JURAN, J.M.** – *Juran on Quality by Design* – The Free Press, NY, USA, 1992.

[K1] **KANG, S.-J. L., JUNG, Y.-I.** – Sintering kinetics at final stage sintering: model calculation and map construction – Acta Mater., 52, 4373-78, 2004.

[K2] **KANG, S.-J. L., YOON, K. J.** – Densification of ceramics containing entrapped gases – J. Eu. Ceram. Soc., 5, 135-39, 1989.

[K3] **KANG, S.-J. L.** – Comment on analysis of the sintering pressure – J. Am. Ceram. Soc., 76, 1902, 1993.

[K4] **KOLB, E.D., ș.a.** – *Solubility, crystal growth and perfection of aluminum orthophosphate* – Journal Crystal Growth 50, 1980.

[K5] **KOMARNEMI, S., ș.a.** – *Hydrothermal route to ultrafine powders utilizing single and diphasic gels* – Advanced Ceramic Materials, pp 87-99, 1991.

[K5] **KINGERY, W. D., BOWEN, H. K., UHLMANN, D. R.** – Introduction to Ceramics (2nd edition) – John Wiley & Sons, New York, 177-216, 1976.

[K5] **KOBLENZ, W. S., DYNYS, J. M., CANNON, R. M., COBLE, R. L.** – Initial stage solid state sintering models. A critical analysis and assessment, in Sintering Processes – Mater. Sci. Res., Vol. 13, Plenum Press, New York, 141-57, 1980.

[L1] **LIDE, D.R.** – *Handbook of Chemistry and Physics* – 76th Edition, CRM Press, NY, USA, 1996.

[L2] **LINIGER, E., RAJ, R.,** – Packing and sintering of two-dimensional structures made from bimodal particle size distributions – J. Am. Ceram. Soc., 70, 843-49, 1987.

[L3] **LEON, R.V., ș.a.** – *Performance measures independent of adjustment: an explanation and extension of Taguchi's signal-to-noise ratio (with discussion)* – Technometrics, Vol. 29, pp 253-285, 1987.

BIBLIOGRAFIE

- [L4] **LAW, A.M., KELTON, W.D.** – *Simulation modelling and analysis* – 3rd Edition, McGraw-Hill, NY, USA, 2000.
- [L5] **LANGE, F. F.** – De-sintering, a phenomenon concurrent with densification within powder compacts: a review, in *Sintering Technology* – R. M. German, G. L. Messing and R. G. Cornwall (eds), Marcel Dekker, New York, 1-12, 1996.
- [L6] **LAZĂU, I.** – *Chimia Fizică a Stării Solide-Silicați* – Vol Ib., Centrul de multiplicare, Universitatea Tehnică Timișoara, 1993.
- [M1] **MILITARU, C.** – *Fiabilitatea și Precizia în tehnologia construcțiilor de mașini* – Editura Tehnică, București, 1987.
- [M2] **MITONNEAU, H.** – *O nouă orientare în managementul calității. Șapte instrumente noi* – Editura Tehnică, București, 1998.
- [M3] **MOȚOIU, R.** – *Ingineria Calității* – Editura Chiminform Data, București, 1994
- [M4] **МИНОС, Г.А., ș.a.** – *Bazele matematice ale teoriei fiabilității* – Editura Dacia, Cluj-Napoca, 1976.
- [M5] **MONTGOMERY, D.C** – *Design and analysis of experiments* – John Wiley & Sons, New York, 1991.
- [M6] **MYERS, R.H., ș.a.** – *Response Surface alternatives to the Taguchi robust parameter design approach* – the American Statistician 46 (2), pp 131-139, 1992.
- [M7] **MULLINS, W. W.,** – Solid surface morphologies governed by capillarity – in *Metal Surfaces." Structure, Energetics and Kinetics*, ASM, Metals Park, Ohio, 17-66, 1963.
- [M8] **MURR, L. E.,** – *Interfacial Phenomena in Metals and Alloys* –, Addison-Wesley, London, 87-164, 1975.
- [N1] **NICHICI, AL., ș.A.** – *Prelucrarea datelor experimentale* – Centrul de multiplicare Universitatea "Politehnica" Timișoara, 1996.
- [N2] **NAIR, V.N.** – *Taguchi's parameter design : A Panel Discussion* – Econometrics, Vol. 34, No. 2, May 1992.
- [N3] **NAKAMURA, Y.** – *Combination of ARIZ 92 and NM (Nakayama, Masakazu) Method for the 5-th level problems* – Altshuller's Institute TRIZCON 2003, Philadelphia, USA, March 2003.
- [N4] **NENIȚESCU, C.D.** – *Chimie generală* – Editura Didactică și Pedagogică, București, 1979
- [N5] **NICOARĂ, I.** – *Calculul și construcția aparatelor optice , Note de curs* – Timișoara, 1983-1984.

BIBLIOGRAFIE

- [N6] **NĂDȘAN ȘT., ș.a.** – *Probleme de rezistența materialelor* – Editura Didactică și Pedagogică, București, 1968.
- [N7] **NOORI, H., RADFORD, R.** – *Production and Operations Management – Total Quality Response* – McGraw-Hill, NY, USA, 1995.
- [N8] **NICOARĂ, I., ș.a.** – *Aparate Optice, Vol.I* – Editura Orizonturi Universitare, Timișoara, 2000.
- [N9] **NICOARĂ, I., ș.a.** – *Fiabilitate și terotehnică* – Editura Politehnica, Timișoara, 2006.
- [O1] **OPREAN, A., ș.a.** – *Fiabilitatea mașinilor-unelte* – Editura Tehnică, București, 1979.
- [O2] **OTTO, K., WOOD, K.** – *Product Design* – Prentice Hall, NJ, USA, 2001.
- [O3] **OLARU, M.** – *Managementul Calității* – Editura Economică, București, 1999.
- [P1] **PANAITE, V., MUNTEANU, R.** – *Control statistic și fiabilitate* – Editura Diactică și Pedagogică, București, 1982.
- [P2] **POTIÉ, CH.** – *Diagnosticul calității. Metode de expertiză și investigații* – Editura Tehnică, București, 2001.
- [P3] **PUGNA, A.** – *Metode Matematice de Analiză a Calității, Partea I* – Editura SOLNESS, Timișoara, 2003.
- [P4] **PAHL, G., BEITZ, W.** – *Engineering Design : A Systematic Approach* – Springer-Verlag, 1988.
- [P5] **PHADKE, M.S.** – *Quality Engineering Using Robust Design* – Prentice Hall, Englewood Cliffs, NJ, USA, 1989.
- [P6] **PUGH, S.** – *Total Design* – Addison-Wesley, Workingham, England, 1991.
- [P7] **PUGH, S.** – *Creating Innovative Products using Total Design* – Addison-Wesley, Reading, MA, USA, 1996.
- [P8] **PEACE, G.S.** – *Taguchi Methods* – Assison-Wesley, 1993.
- [P9] **PIGNATIELLO, J.J.JR., RAMBERG, J.S.** – Top ten triumphs and tragedies of Genich Taguchi – *Quality Engineering* 4 (2), pp 211-235, 1991.
- [P10] **POPA, B., ș.a.** – *Solicitări termice în construcția de mașini* – Editura Tehnică, București, 1978.
- [P11] **PUGNA, A., ȘTEFĂNESCU, W.** – *Considerații privind managementul proiectării robuste* – Simpozionul Internațional de Management, SIM 2003, Timișoara, 2003.

BIBLIOGRAFIE

- [P12] **PUGNA, A.**, – Cercetări privind proiectarea robustă Taguchi a procesului de creștere prin metoda hidrotermală a cristalelor de α – cuarț – Teză de doctorat, UP Timișoara, 2005.
- [R1] **RAJ, R.** – Analysis of the sintering pressure – J. Am. Ceram. Soc., 70, C210-11, 1987.
- [R2] **RIEDEL, H., ZIPSE, H., SVOBODA, J.** – Equilibrium pore surfaces, sintering stresses and constitutive equations for the intermediate and late stages of sintering II. Diffusional densification and creep – Acta Metall. Mater., 42, 445-52, 1994.
- [R3] **RUMȘISKI, L.Z.** – *Prelucrarea matematică a datelor experimentale* – Editura Tehnică, București, 1974.
- [R4] **ROSS, P.J.** – *Taguchi Techniques for Quality Engineering* – McGraw-Hill, NY, USA, 1996.
- [R5] **ROY, R.** – *A Primer on the Taguchi Method* – Van Nostrand – Reinhold, NY, USA, 1990.
- [R6] **RAMBERG, J.S., ș.a.** – A critique and enhancement of the Taguchi Method – ASQC Quality Congress Transactions, pp 491-498, 1992.
- [R7] **RAMBERG, J.S., ș.a.** – Design and simulation experiments : Taguchi methods and Response Surface Models – Proceedings of the 1994 Winter Simulation Conference, Institute of Electrical and Electronic Engineers, Piscataway, NJ, USA, 1994.
- [S1] **SOMYA, S., ș.a.** – Hydrothermal ceramic very fine powder-overview – Frontiers in Materials Research, Electronic and Optical Materials, pp 145-151, Elsevier, Amsterdam, the Netherlands, 1991.
- [S2] **SACKS, J., ș.a.** – Design and analysis of computer experiments (with discussion) – Statistical Science 4, pp 403-435, 1991.
- [S3] **SANCHEZ, S.M.** – A robust design tutorial – Proceedings of the 1994 Winter Simulation Conference, Institute of Electrical and Electronic Engineers, Piscataway, NJ, USA, 1994.
- [S4] **SANCHEZ, S.M.** – A simulation framework for robust system design – Ch. 12 in Concurrent Design of Products, Manufacturing Processes and Systems, pp 279-314, Gordon-Breach, NY, USA, 1998.
- [S5] **SCHATT, W., FRIEDRICH, E., WIETERS, K.-P.** – Dislocation activated sintering – Rev. Powder Metall. Phys. Ceram., 3, 1-111, 1984.

BIBLIOGRAFIE

- [S6] **SCHRUBEN, L.W., ș.a.** – Variance relocation in Taguchi's robust design framework – Proceedings of the 1992 Winter Simulation Conference, Institute of Electrical and Electronic Engineers, Piscataway, NJ, USA, 1992.
- [S7] **SHEPPARD, L. M.** – Maintaining competitiveness in the age of materials – Am. Ceram.Soc. Bull., 68, 2038-39, 1989.
- [S8] **SHEWMON, P. G.** – *Diffusion in Solids (2nd edition)* – TMS, Warrendale, PA, 84-86, 1989.
- [S9] **SVOBODA, J., RIEDEL, H., ZIPSE, H.,** – Equilibrium pore surfaces, sintering stresses and constitutive equations for the intermediate and late stage of sintering I. Computation of equilibrium surfaces – Acta Metall. Mater., 42, 435-43, 1994.
- [S10] **SUDRE, O., LANGE, F. F.,** – The effect of inclusions on densification: III, The desintering phenomenon – J. Am. Ceram. Soc., 75, 3241-51, 1992.
- [S11] **SUK-JOONG L. KANG.** – Sintering - Densification, Grain Growth, and Microstructure – Elsevier Ltd, 2005.
- [S12] **ȘTEFĂNESCU, W.** – Contribuții la studiul influenței structurii și proprietăților fizico-mecanice ale unor piese realizate din bazalt asupra fiabilității utilajelor agricole – Teză de doctorat, UPTimișoara, 2000
- [T1] **TÂRCOLEA, C., ș.a.** – *Tehnici actuale în teoria fiabilității* – Editura Științifică și Enciclopedică, București, 1989.
- [T2] **TĂNĂSESCU, F.T., ș.a.** – *Agenda Tehnică* – Editura Tehnică, București, 1990.
- [T3] **TAGUCHI, G., ș.a.** – *Robust Engineering* – McGraw-Hill, New York, 2000.
- [T4] **TAGUCHI, G.** – *System of Experimental Design* – Vol I & II, Unipub/Kraus International Publications, White Plains, NY, USA, 1987.
- [T5] **TAGUCHI, G.** – *Introduction to Quality Engineering* – Unipub/Kraus International Publications, White Plains, NY, USA, 1986.
- [T6] **TAGUCHI, G., WU, Y.** – *Introduction to off-line quality control* – Central Japan Quality Association, Nagoya, Japan, 1980.
- [T7] **TAGUCHI, G., ș.a.** – *Quality Engineering in Production Systems* – McGraw-Hill, NY, USA, 1989.
- [T8] **TAGUCHI, G.** – *Taguchi on Robust Technology : Bringing Quality Engineering*
- [T9] **THEOCARIS, P.S., ș.a.** – *Analiza experimentală a tensiunilor. Bazele teoretice ale*

BIBLIOGRAFIE

metodelor tensometrice și indicații practice privind utilizarea acestora – Vol. I și II, Editura Tehnică, București, 1997.

[T10] **TUDOSE, I., ș.a.** – *Rezistența Materialelor* – EDP, București, 1981.

[T11] **TRIETSCH, D.** – *Statistical Quality Control : A Loss Minimization Approach* – World Scientific Publishing Company, 1999.

[T12] **TU, K.-N., MAYER, J. W., FELDMAN, L. C.,** – *Electronic Thin Film Science for Electrical Engineers and Materials Scientists* – Macmillan Publishing Co., New York, 246-80, 1992.

[U1] **ULLMAN, D.G.** – *The Mechanical Design Process* – McGraw-Hill, NY, USA, 1992.

[V1] **VASILIU, F., VERCIUC, N.** – *Metode grafice de analiză a calității produselor* – Editura Ceres, București, 1983.

[V2] **VODĂ, V.GH.** – *Noi modele statistice în studiul durabilității produselor* – Editura Academiei, București, 1980.

[V3] **VODĂ, V.GH.** – *Controlul durabilității produselor industriale* – Editura Tehnică, București, 1983.

[V4] **VENKATACHARI, K. R., RAJ, R.,** – *Shear deformation and densification of powder Compacts* – J. Am. Ceram. Soc., 69, 499-506, 1986.

[V5] **VINING, G.G., MYERS, R.H.** – *Combining Taguchi and response surface philosophies : A dual response approach* – Journal of Quality Technology 22, pp 38-45, 1990.

[W1] **WIENER, U., ș.a.** – *Aplicații ale rețelelor probabile în tehnică* – Editura Tehnică, București, 1983.

[W2] **WHEELER, D.J., CHAMBERS, D.S.** - *Understanding Statistical Process Control* – SPC Press Inc, Knoxville, Tennessee, 1986

[W3] **WASSERMAN, G.S.** – *The Use of Energy-Related Characteristics in Robust Product Design* – Quality Engineering 10 (2), pp 213-222, 1997-1998.

[W4] **WEISER, M. W., DE JONGHE, L. C.,** – *Inclusion size and sintering of composite powders* – J. Am. Ceram. Soc., 71, C125-27, 1988.

[W5] **WELCH, W.J., ș.a.** – *Computer experiments for quality control by robust design* – Journal of Quality Technology 22, pp 15-22, 1990.

[W6] **WILD, R.H., PIGNATIELLO, J.J.JR.** – *An experimental using Strategy for designing robust Systems using discrete-event simulation* – Simulation 57 (6), pp 358-368, 1991.

BIBLIOGRAFIE

[Y1] **YOON, K. J., KANG, S.-J. L.** – Densification of ceramics containing entrapped gases during pressure sintering – J. Eu. Ceram. Soc., 6, 201-02, 1990.

[Y2] **YOON, D. Y., PARK, C. W., KOO, J. B.** – The step growth hypothesis for abnormal grain growth – in Ceramic Interfaces 2, H.-I. Yoo. and S.-J. L. Kang (eds), Institute of Materials, London, 3-21, 2001.

[Z1] **ZHU, J., TING, K.L.** – Performance Distribution Analysis and Robust Design – ASME Journal of Mechanical Designs, Vol. 123, pp 11-17, 2001.

ANEXA I

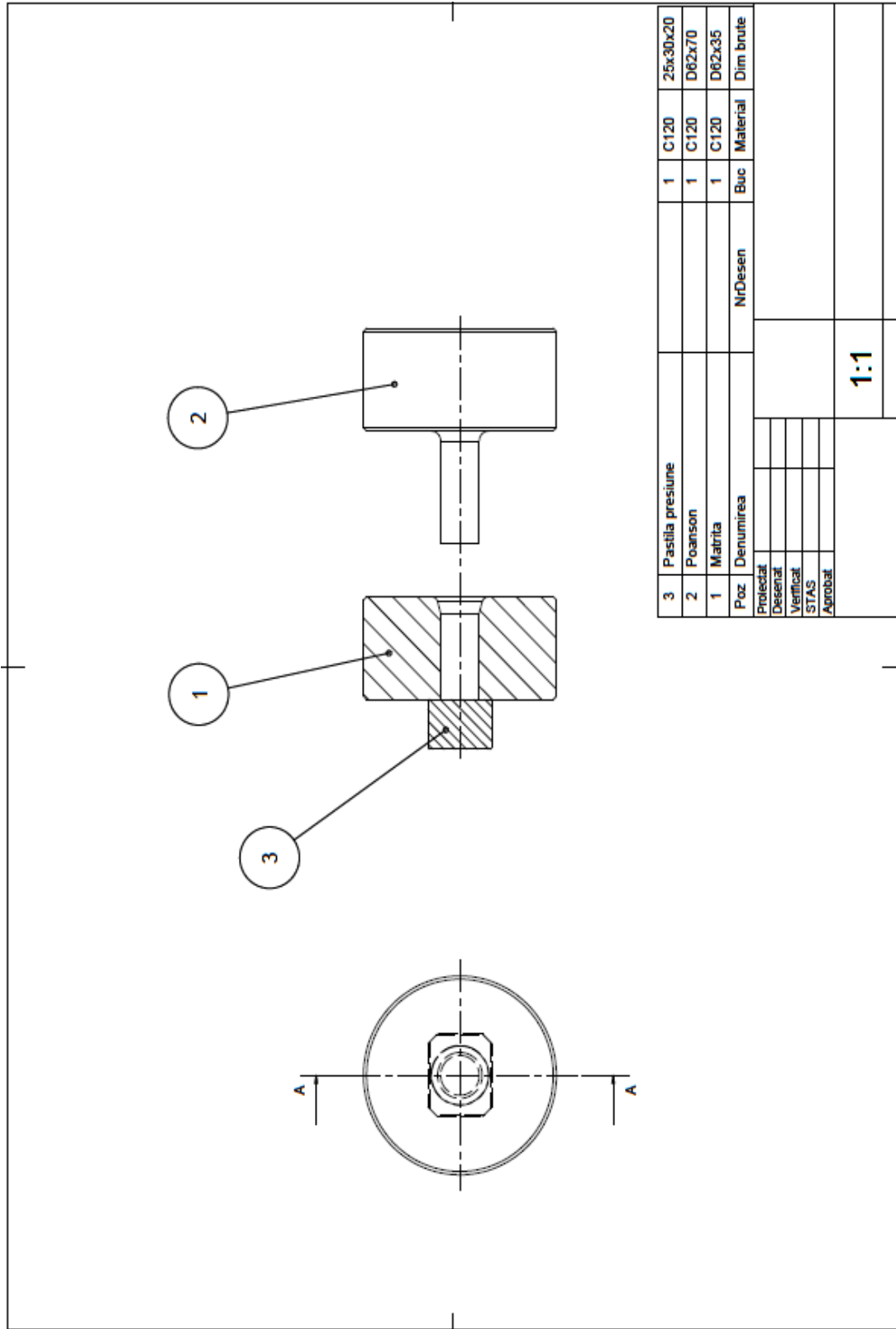


Fig. 1 Ansamblu matriță (varianta A)

ANEXA I

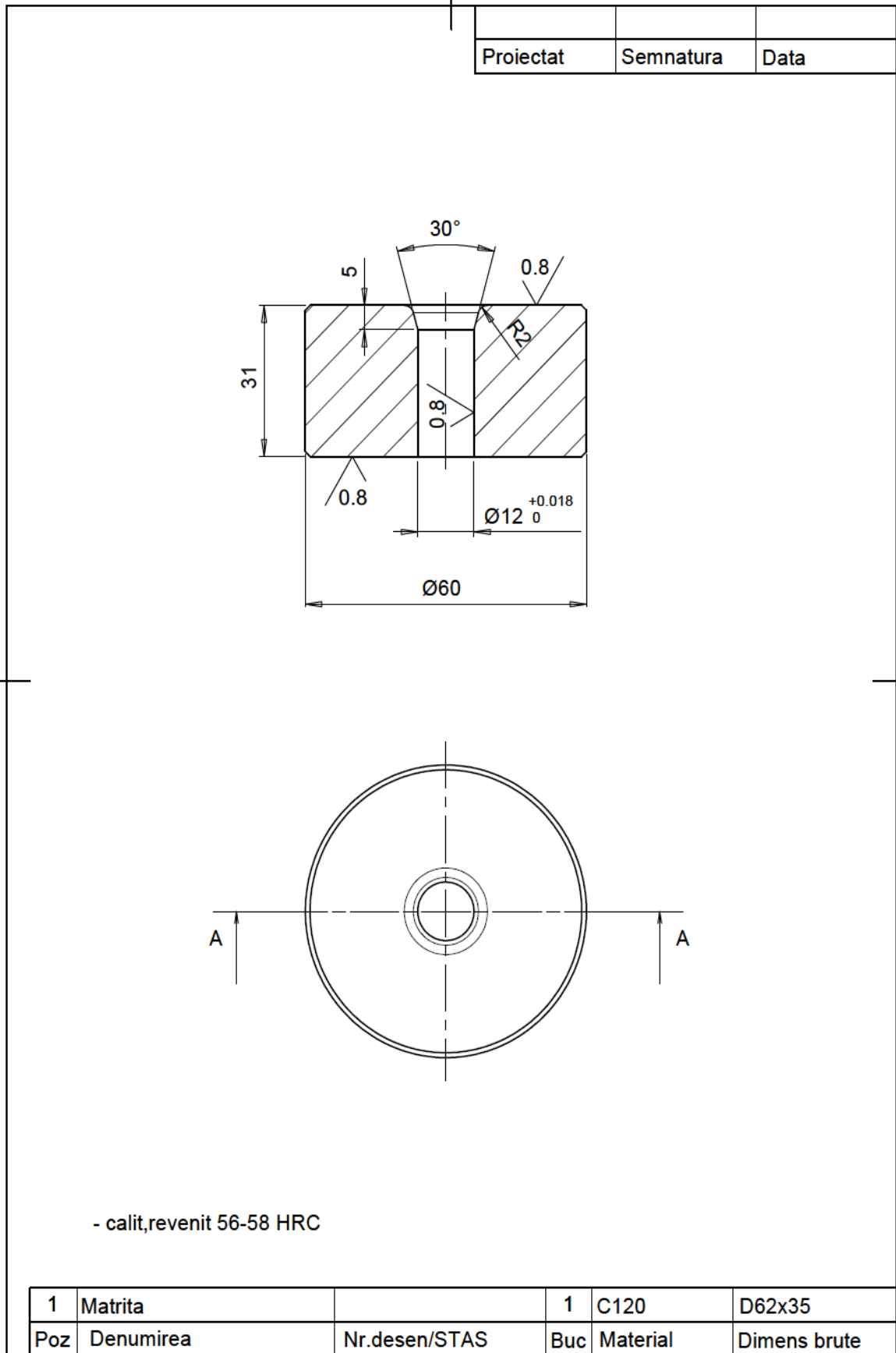


Fig. 5.2 Matriță (varianta A)

ANEXA I

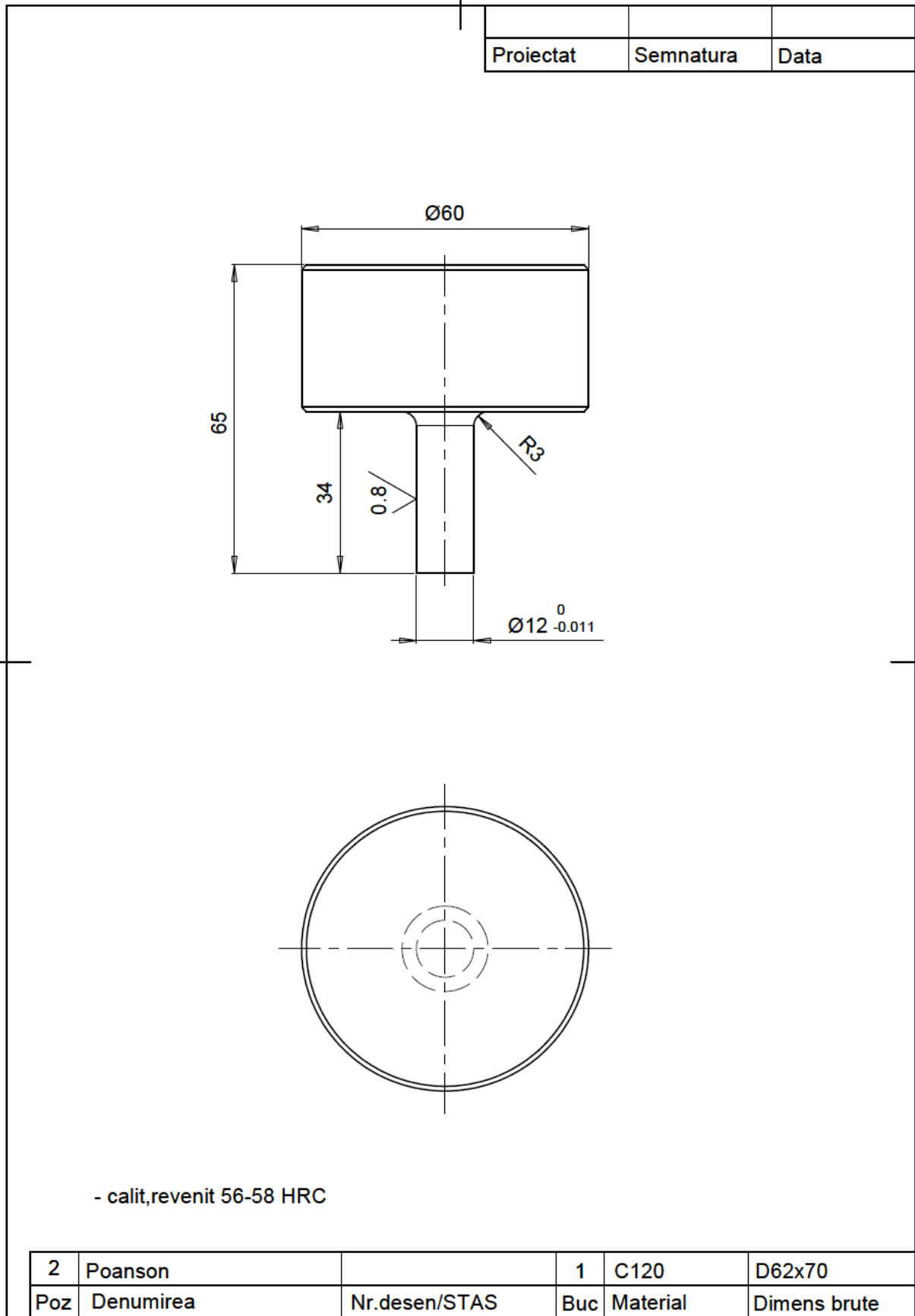


Fig. 5.3 Poanson (varianta A)

ANEXA I

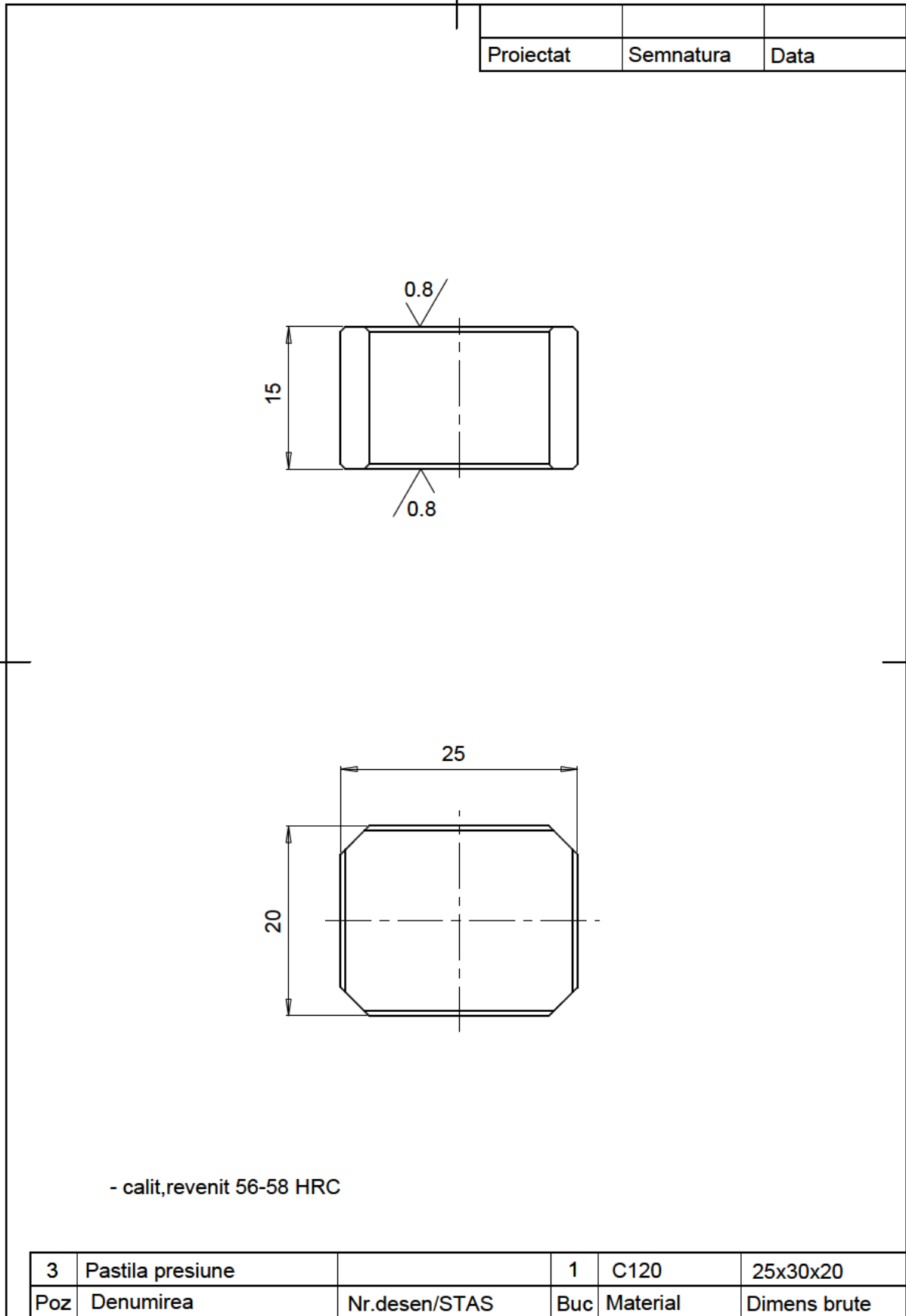


Fig. 5.4 Pastilă presiune (varianta A)

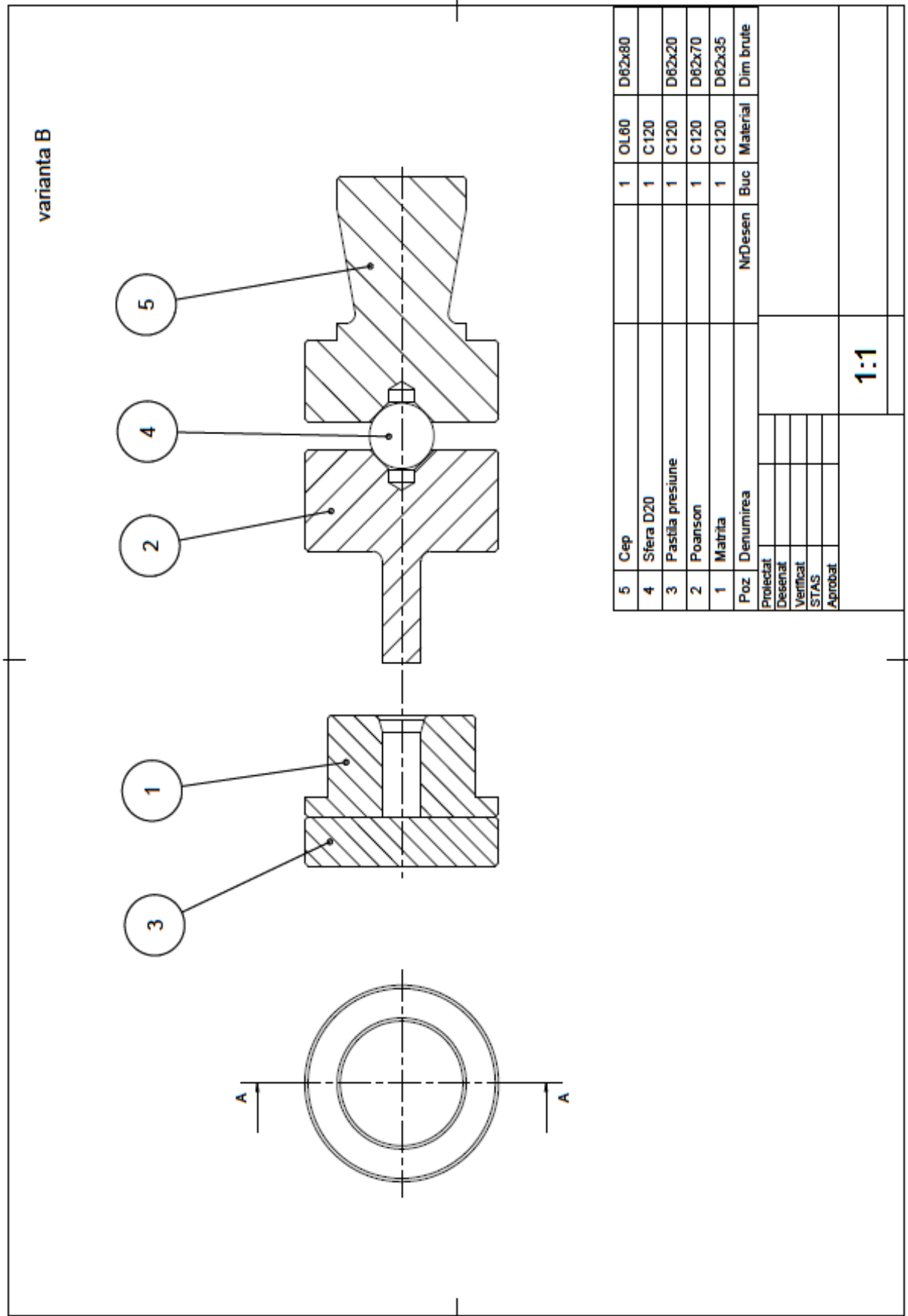


Fig. 5.5 Ansamblu matriță (varianta B)

ANEXA I

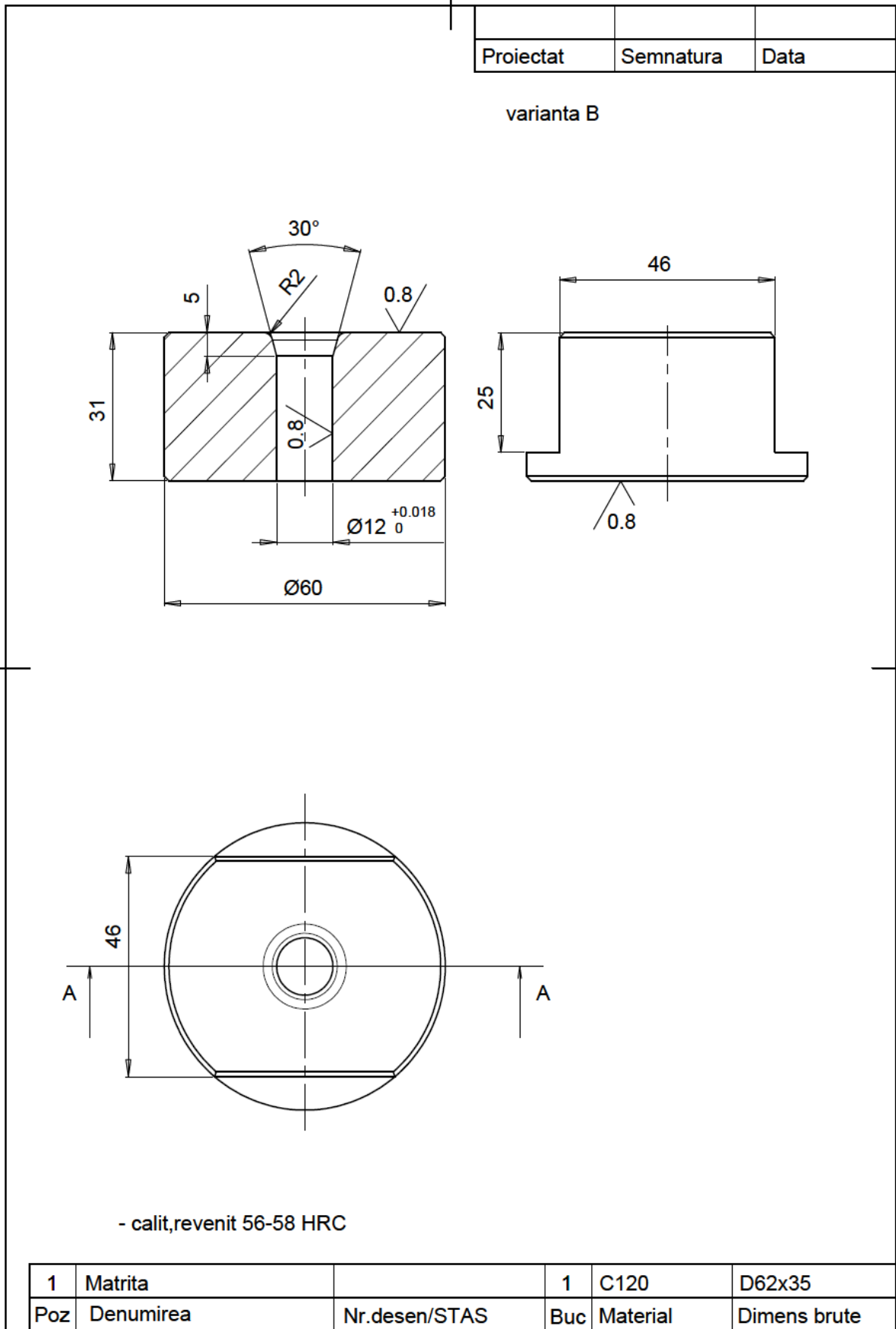


Fig. 5.6 Matriță (varianta B)

ANEXA I

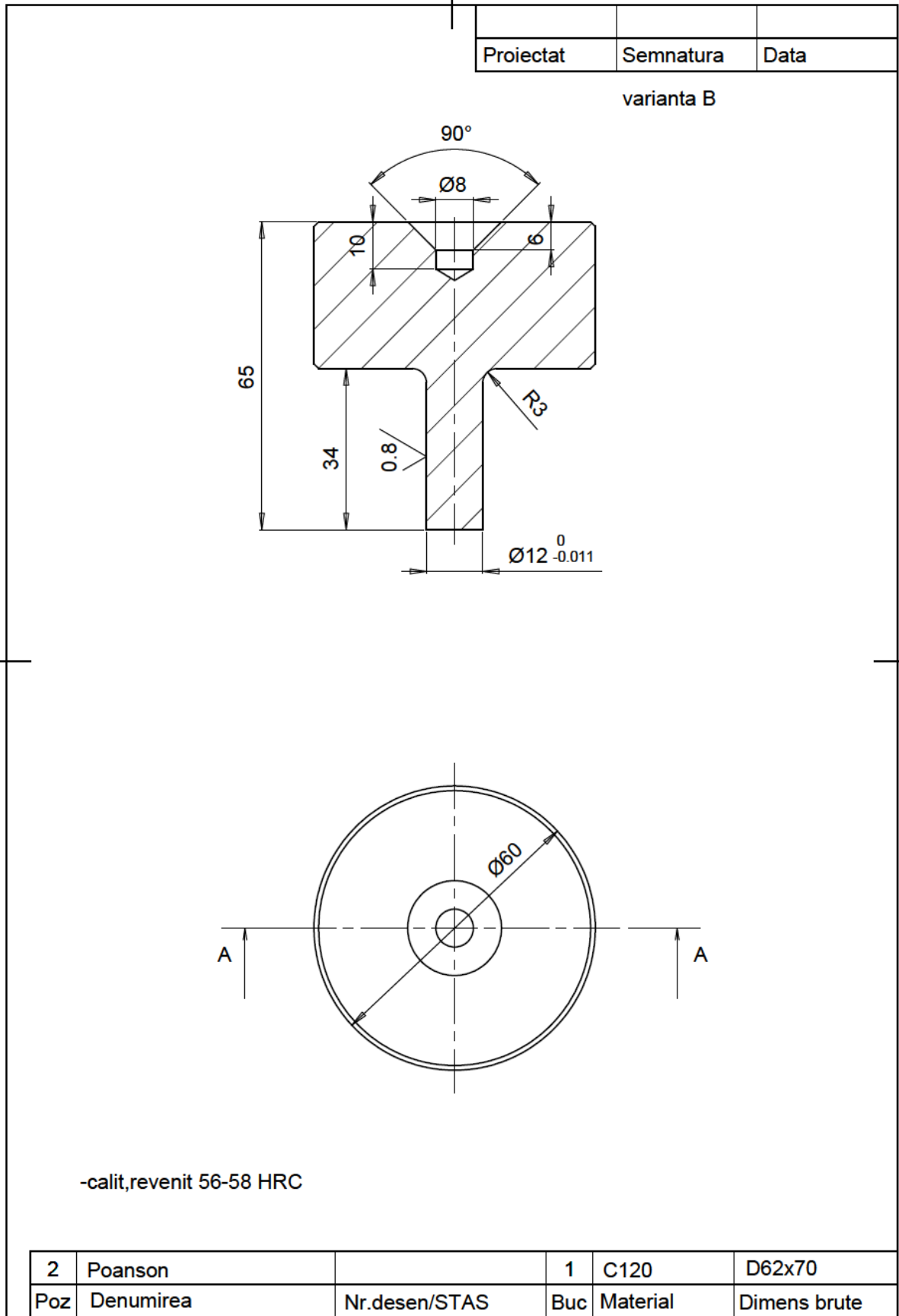


Fig. 5.7 Poanson (varianta B)

ANEXA I

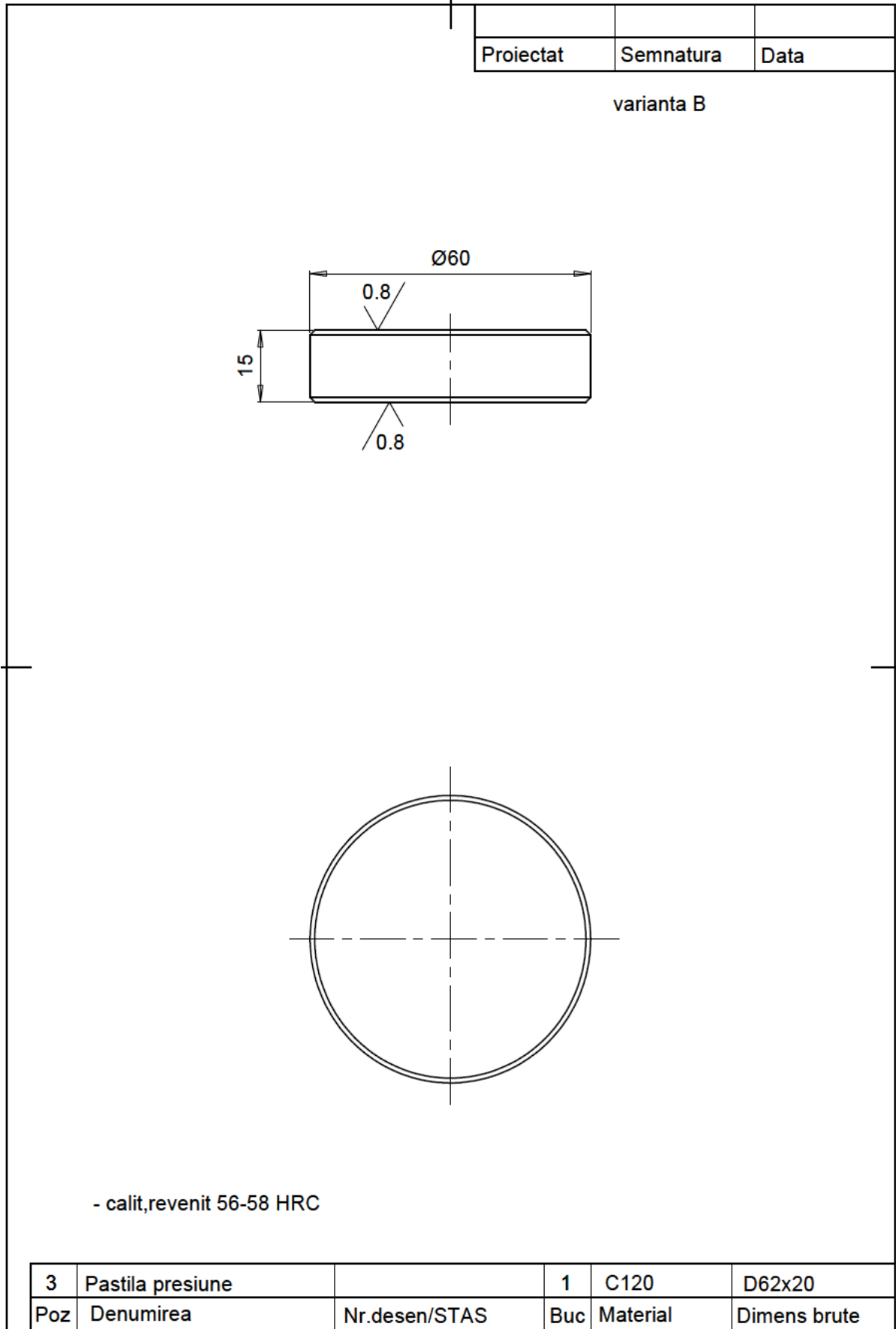


Fig. 5.8 Pastilă presiune (varianta B)

ANEXA I

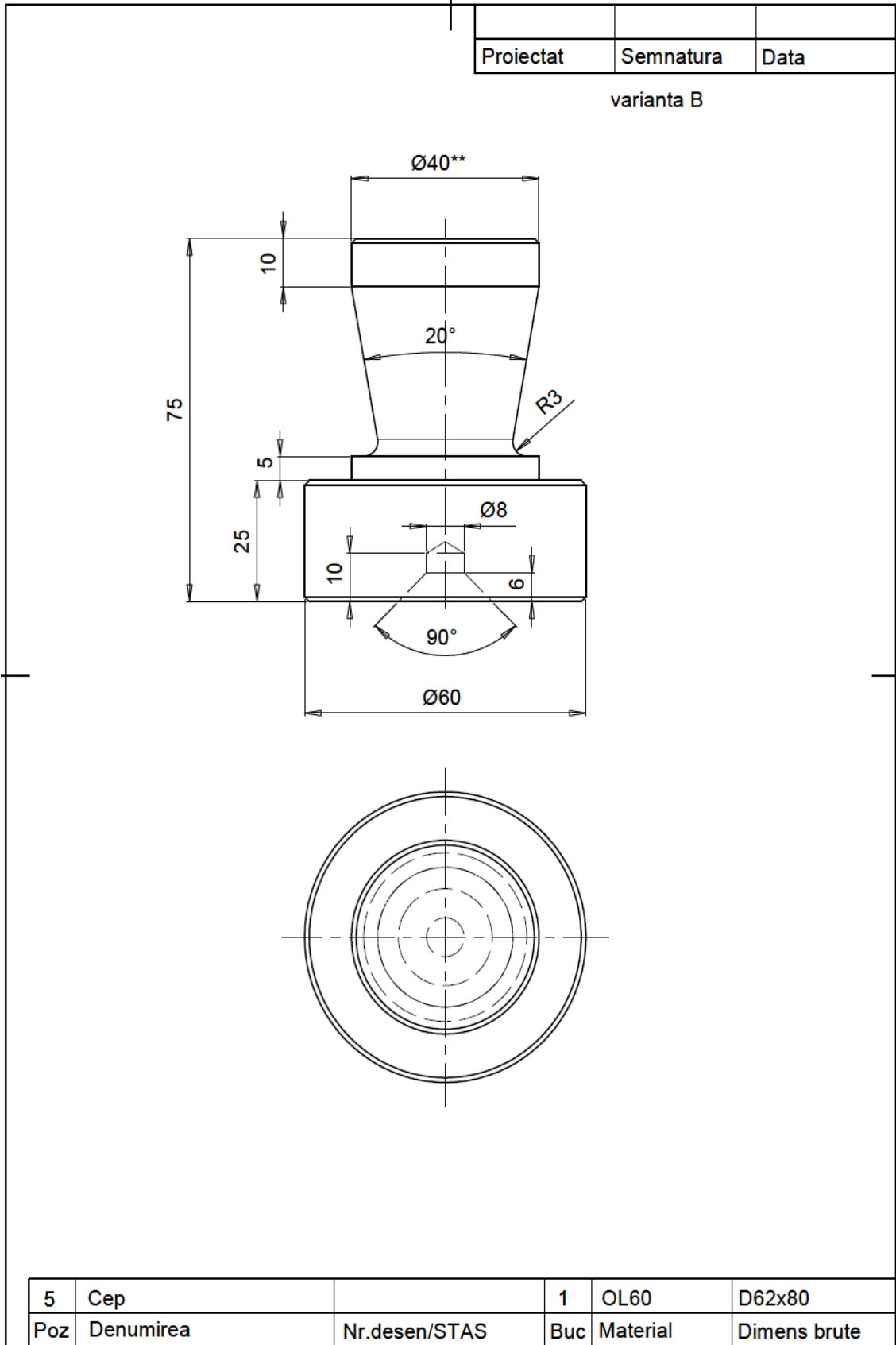


Fig. 5.9 Cep (varianta B)

ANEXA II

Trial Condition 1 (Random order for running this Trial is 4)		
Factors	Level Description	Level #
Compozitie	0% TiO ₂	1
Temperatura calci	900 C	1
Durata racire	4 h	1
Temperatura sinte	1000 C	1
Durata incalzire	8 h	1
Durata mentinere	1 h	1
Presiune formare	1500 daN/	1

Fig. 1 Ordinea aleatoare numărul 4 pentru condițiile 1 de experimentare

Trial Condition 2 (Random order for running this Trial is 2)		
Factors	Level Description	Level #
Compozitie	0% TiO ₂	1
Temperatura calci	900 C	1
Durata racire	4 h	1
Temperatura sinte	1100 C	2
Durata incalzire	10 h	2
Durata mentinere	1.5 h	2
Presiune formare	2000 daN/cm ²	2

Fig. 2 Ordinea aleatoare numărul 2 pentru condițiile 2 de experimentare

Trial Condition 3 (Random order for running this Trial is 5)		
Factors	Level Description	Level #
Compozitie	0% TiO ₂	1
Temperatura calci	950 C	2
Durata racire	5.5 h	2
Temperatura sinte	1000 C	1
Durata incalzire	8 h	1
Durata mentinere	1.5 h	2
Presiune formare	2000 daN/cm ²	2

Fig. 3 Ordinea aleatoare numărul 5 pentru condițiile 3 de experimentare

ANEXA II

Trial Condition 4 (Random order for running this Trial is 1)		
Factors	Level Description	Level #
Compozitie	0% TiO ₂	1
Temperatura calci	950 C	2
Durata racire	5.5 h	2
Temperatura sinte	1100 C	2
Durata incalzire	10 h	2
Durata mentinere	1 h	1
Presiune formare	1500 daN/	1

Fig. 4 Ordinea aleatoare numărul 1 pentru condițiile 4 de experimentare

Trial Condition 5 (Random order for running this Trial is 8)		
Factors	Level Description	Level #
Compozitie	2% TiO ₂	2
Temperatura calci	900 C	1
Durata racire	5.5 h	2
Temperatura sinte	1000 C	1
Durata incalzire	10 h	2
Durata mentinere	1 h	1
Presiune formare	2000 daN/cm ²	2

Fig. 5 Ordinea aleatoare numărul 8 pentru condițiile 5 de experimentare

Trial Condition 6 (Random order for running this Trial is 3)		
Factors	Level Description	Level #
Compozitie	2% TiO ₂	2
Temperatura calci	900 C	1
Durata racire	5.5 h	2
Temperatura sinte	1100 C	2
Durata incalzire	8 h	1
Durata mentinere	1.5 h	2
Presiune formare	1500 daN/	1

Fig. 6 Ordinea aleatoare numărul 3 pentru condițiile 7 de experimentare

ANEXA II

Trial Condition 7 (Random order for running this Trial is 7)		
Factors	Level Description	Level #
Compozitie	2% TiO ₂	2
Temperatura calci	950 C	2
Durata racire	4 h	1
Temperatura sinte	1000 C	1
Durata incalzire	10 h	2
Durata mentinere	1.5 h	2
Presiune formare	1500 daN/	1

Fig. 7 Ordinea aleatoare numărul 7 pentru condițiile 7 de experimentare

Trial Condition 8 (Random order for running this Trial is 6)		
Factors	Level Description	Level #
Compozitie	2% TiO ₂	2
Temperatura calci	950 C	2
Durata racire	4 h	1
Temperatura sinte	1100 C	2
Durata incalzire	8 h	1
Durata mentinere	1 h	1
Presiune formare	2000 daN/cm ²	2

Fig. 8 Ordinea aleatoare numărul 6 pentru condițiile 8 de experimentare

ANEXA II

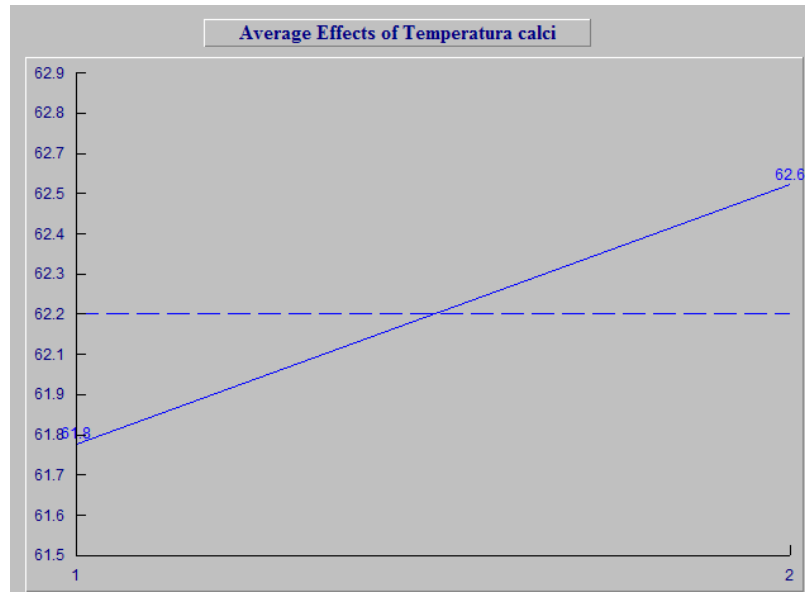


Fig. 9 Efectele medii ale factorului "Temperatură calcinare" asupra raportului S/N

Nivel	Factor: Temperatură calcinare	
	1	2
Efect mediu	61,804	62,567
Media efectelor medii	62,185	

Tab. 1 Valorile efectelor medii ale factorului "Temperatură calcinare" asupra raportului S/N

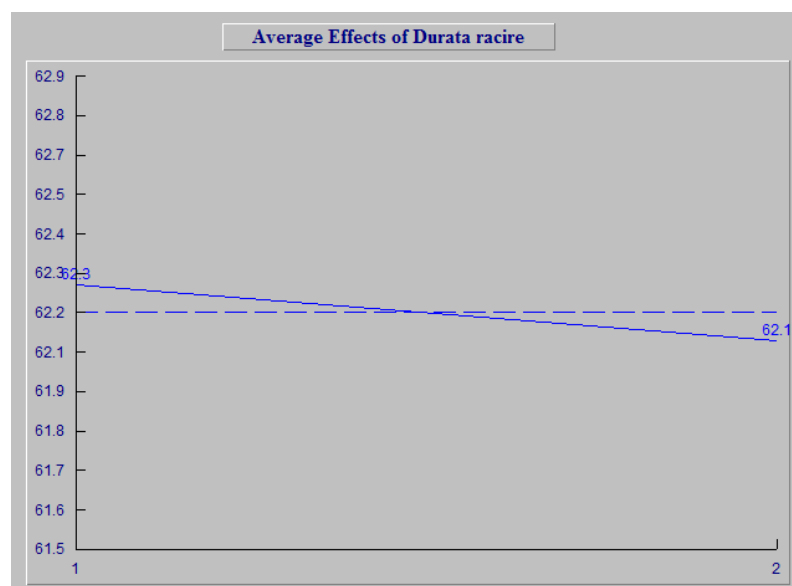


Fig. 10 Efectele medii ale factorului "Durată răcire" asupra raportului S/N

ANEXA II

Nivel	Factor: Durată răcire	
	1	2
Efect mediu	62,269	62,101
Media efectelor medii	62,185	

Tab. 2 Valorile efectelor medii ale factorului "Durată răcire" asupra raportului S/N

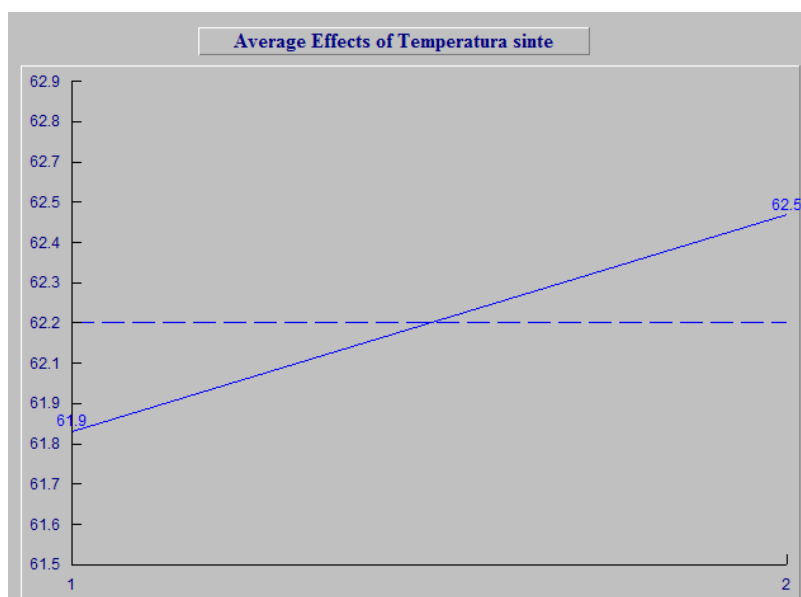


Fig. 11 Efectele medii ale factorului "Temp. sinterizare" asupra raportului S/N

Nivel	Factor: Temperatură sinterizare	
	1	2
Efect mediu	61,868	62,503
Media efectelor medii	62,185	

Tab. 3 Valorile efectelor medii ale factorului "Temperatură sinterizare" asupra raportului S/N

ANEXA II

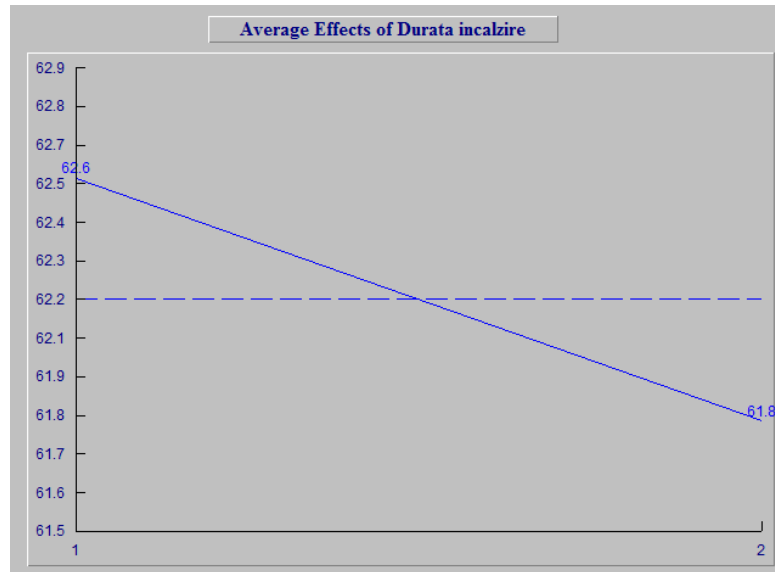


Fig. 12 Efectele medii ale factorului "Durată încălzire" asupra raportului S/N

Nivel	Factor: Durată încălzire	
	1	2
Efect mediu	62,558	61,813
Media efectelor medii	62,185	

Tab. 4 Valorile efectelor medii ale factorului "Durată încălzire" asupra raportului S/N

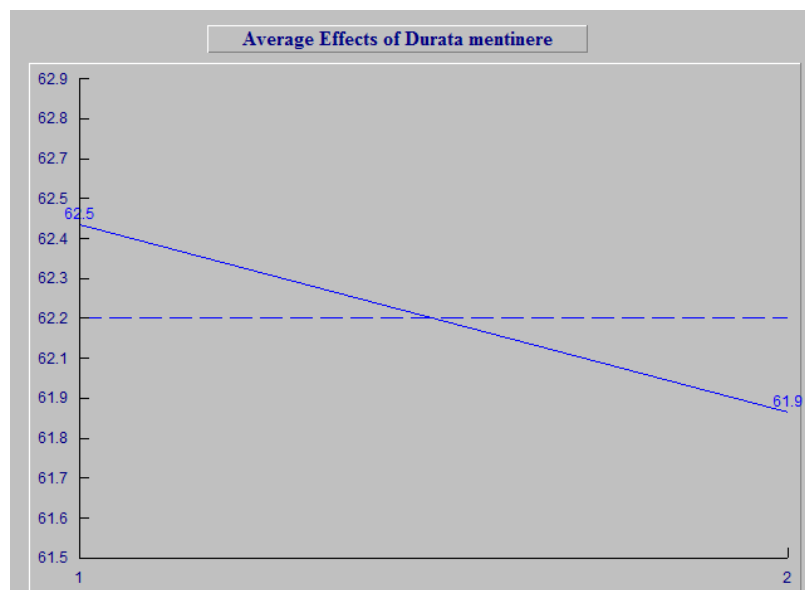


Fig. 13 Efectele medii ale factorului "Durată menținere" asupra raportului S/N

ANEXA II

Nivel	Factor: Durată menținere	
	1	2
Efect mediu	62,463	61,908
Media efectelor medii	62,185	

Tab. 5 Valorile efectelor medii ale factorului "Durată menținere" asupra raportului S/N

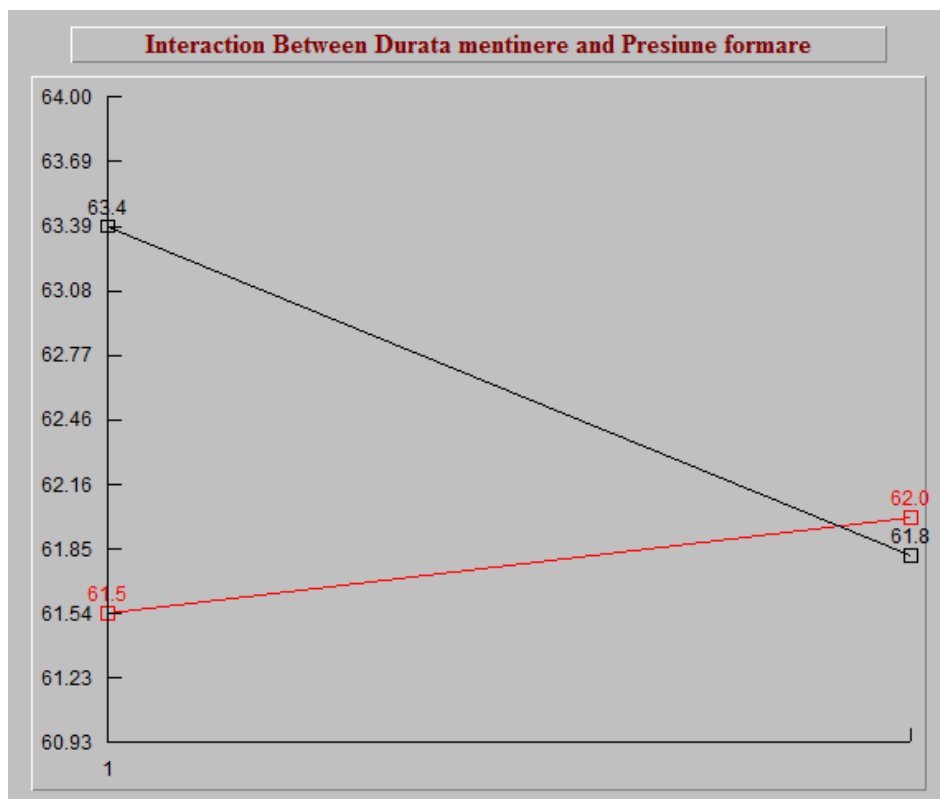


Fig. 14 Interacțiunea între durata de menținere și presiunea de formare

		Durata de menținere	
		X1	X2
Presiunea de formare	Y1	X1Y1 = 61,54	X2Y1 = 61,99
	Y2	X1Y2 = 63,38	X2Y2 = 61,81

Tab. 6 Valorile calculate pentru interacțiunea între durata de menținere și presiunea de formare

ANEXA II

Se observă că nivelele dorite pentru condiția optimă sunt:

- Durata de menținere – Nivel 1
- Presiunea de formare – Nivel 2

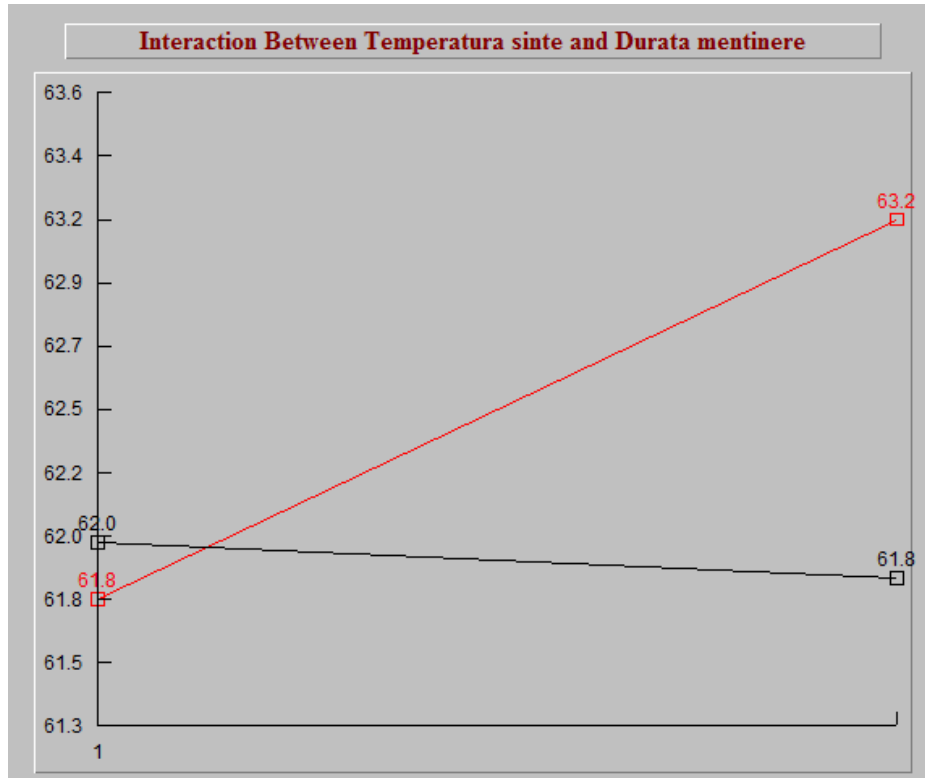


Fig. 15 Interacțiunea între temperatura de sinterizare și durata de menținere

		Temperatura de sinterizare	
		X1	X2
Durata de menținere	Y1	X1Y1 = 61,76	X2Y1 = 63,16
	Y2	X1Y2 = 61,97	X2Y2 = 61,83

Tab. 7 Valorile calculate pentru interacțiunea între temperatura de sinterizare și durata de menținere

Se observă că nivelele dorite pentru condiția optimă sunt:

- Temperatura de sinterizare – Nivel 2
- Durata de menținere – Nivel 1

ANEXA II

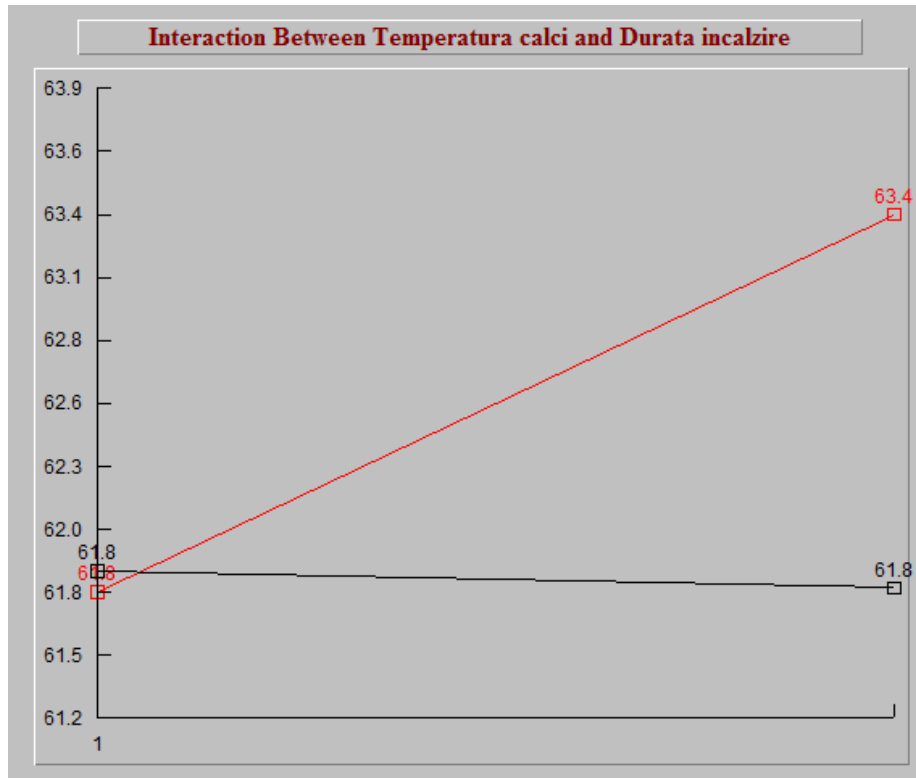


Fig. 16 Interacțiunea între temperatura de calcinare și durata de încălzire

		Temperatura de calcinare	
		X1	X2
Durata de încălzire	Y1	X1Y1 = 61,76	X2Y1 = 63,35
	Y2	X1Y2 = 61,84	X2Y2 = 61,72

Tab. 8 Valorile calculate pentru interacțiunea între temperatura de calcinare și durata de încălzire

Se observă că nivelele dorite pentru condiția optimă sunt:

- Temperatura de calcinare – Nivel 2
- Durata de încălzire – Nivel 1

ANEXA II

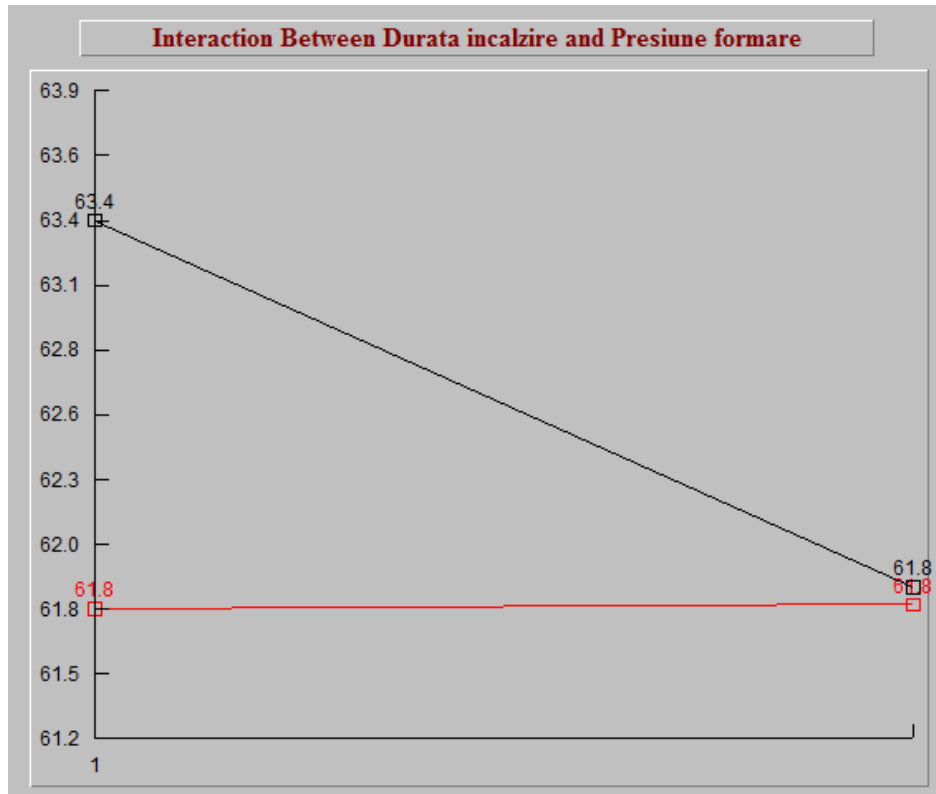


Fig. 17 Interacțiunea între durata de încălzire și presiunea de formare

		Durata de încălzire	
		X1	X2
Presiunea de formare	Y1	X1Y1 = 61,76	X2Y1 = 61,77
	Y2	X1Y2 = 63,35	X2Y2 = 61,84

Tab. 9 Valorile calculate pentru interacțiunea între durata de încălzire și presiunea de formare

Se observă că nivelele dorite pentru condiția optimă sunt:

- Durata de încălzire – Nivel 1
- Presiunea de formare – Nivel 2

ANEXA II

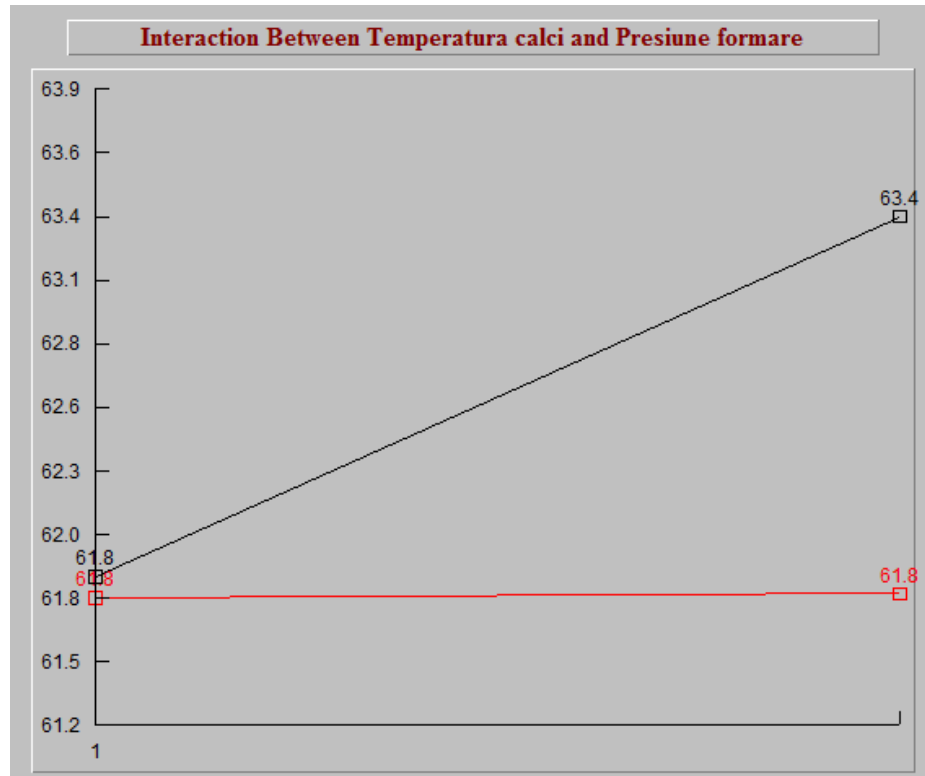


Fig. 18 Interacțiunea între temperatura de calcinare și presiunea de formare

		Temperatura de calcinare	
		X1	X2
Presiunea de formare	Y1	X1Y1 = 61,76	X2Y1 = 61,77
	Y2	X1Y2 = 61,84	X2Y2 = 63.35

Tab. 10 Valorile calculate pentru interacțiunea între temperatura de calcinare și presiunea de formare

Se observă că nivelele dorite pentru condiția optimă sunt:

- Temperatura de calcinare – Nivel 2
- Presiunea de formare – Nivel 2

ANEXA II

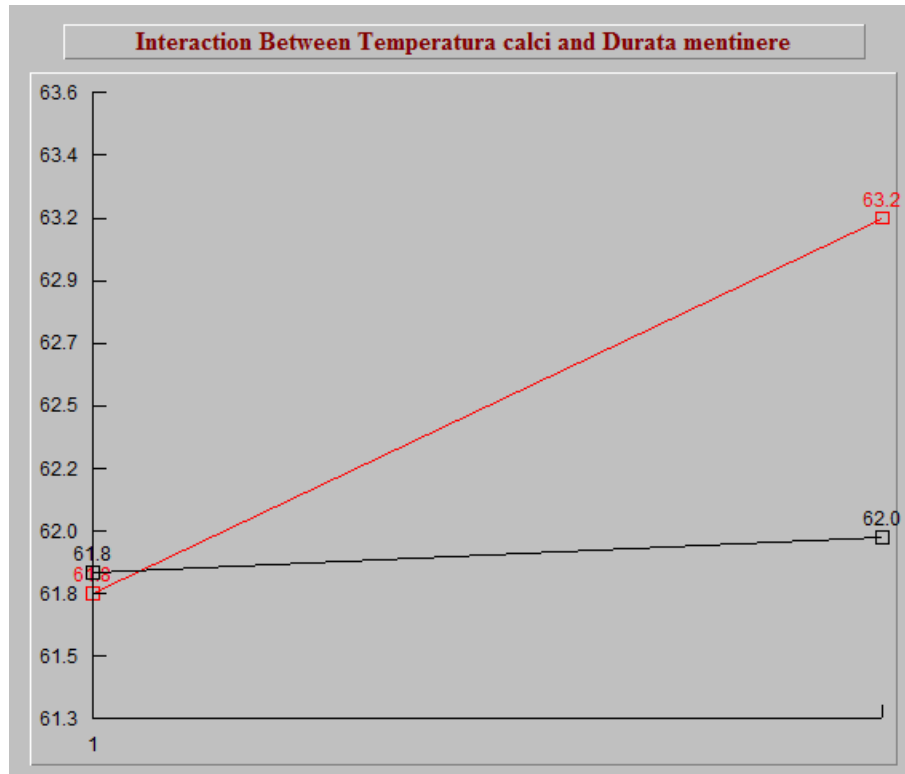


Fig. 19 Interacțiunea între temperatura de calcinare și durata de menținere

		Temperatura de calcinare	
		X1	X2
Durata de menținere	Y1	X1Y1 = 61,76	X2Y1 = 63,16
	Y2	X1Y2 = 61,84	X2Y2 = 61,97

Tab. 11 Valorile calculate pentru interacțiunea între temperatura de calcinare și durata de menținere

Se observă că nivelele dorite pentru condiția optimă sunt:

- Temperatura de calcinare – Nivel 2
- Durata de menținere – Nivel 1

ANEXA II

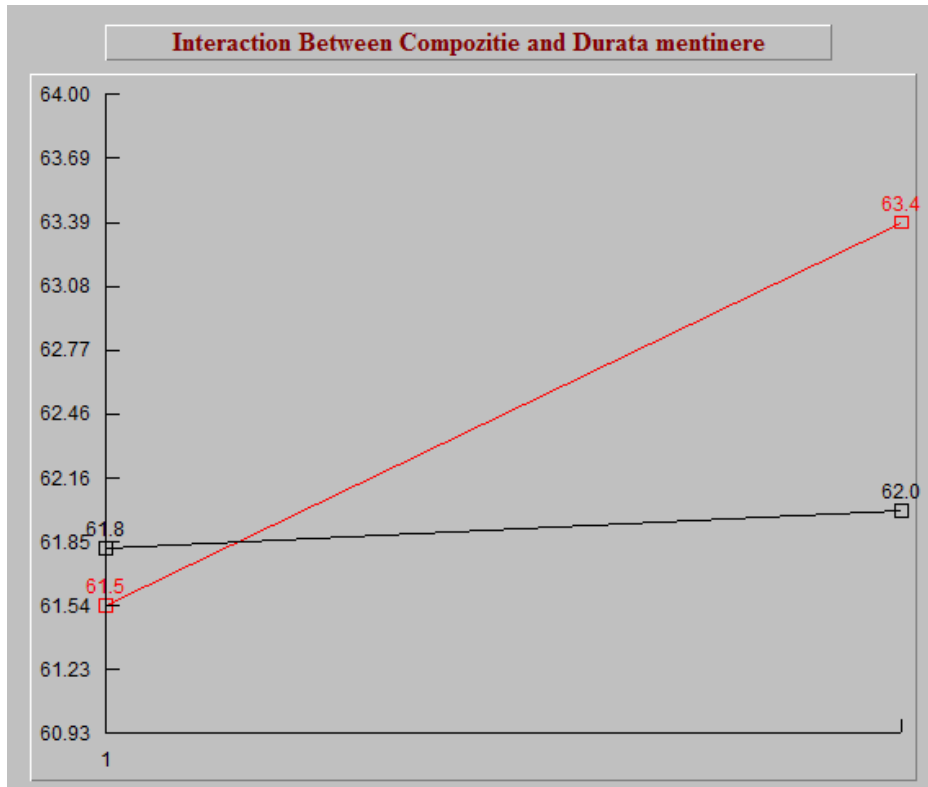


Fig. 20 Interacțiunea între compoziție și durata de menținere

		Compoziție	
		X1	X2
Durata de menținere	Y1	X1Y1 = 61,54	X2Y1 = 63,38
	Y2	X1Y2 = 61,81	X2Y2 = 61,99

Tab. 12 Valorile calculate pentru interacțiunea între compoziție și durata de menținere

Se observă că nivelele dorite pentru condiția optimă sunt:

- Compoziție – Nivel 2
- Durata de menținere – Nivel 1

ANEXA II

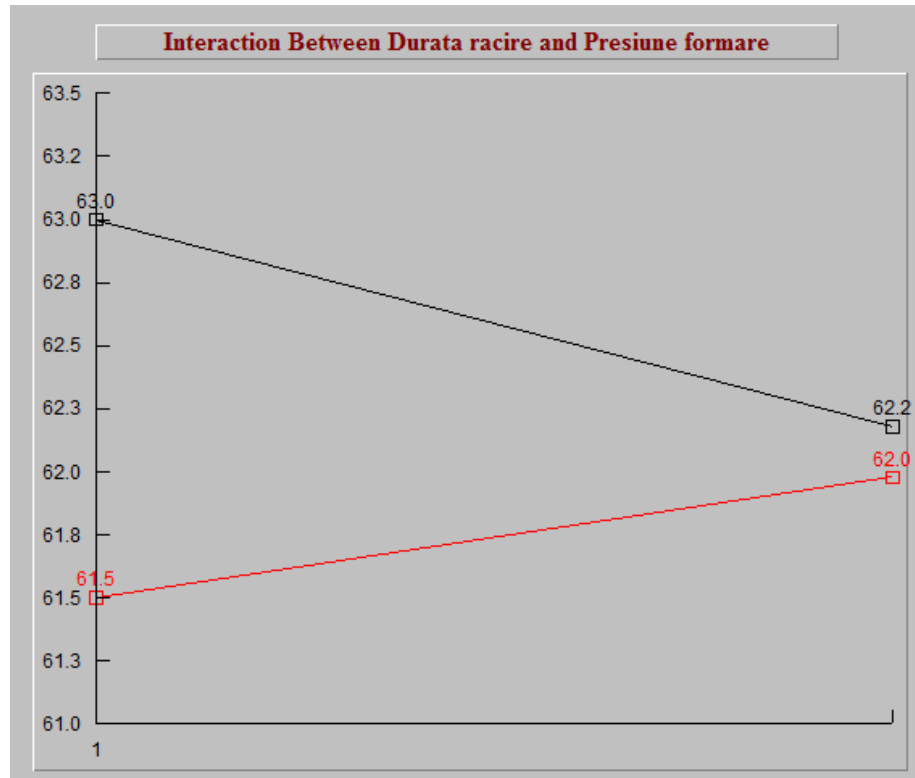


Fig. 21 Interacțiunea între durata de răcire și presiunea de formare

		Durata de răcire	
		X1	X2
Presiunea de formare	Y1	X1Y1 = 61,53	X2Y1 = 62,00
	Y2	X1Y2 = 63,00	X2Y2 = 62,19

Tab. 13 Valorile calculate pentru interacțiunea între durata de răcire și presiunea de formare

Se observă că nivelele dorite pentru condiția optimă sunt:

- Durata de răcire – Nivel 2
- Presiunea de formare – Nivel 1

ANEXA II

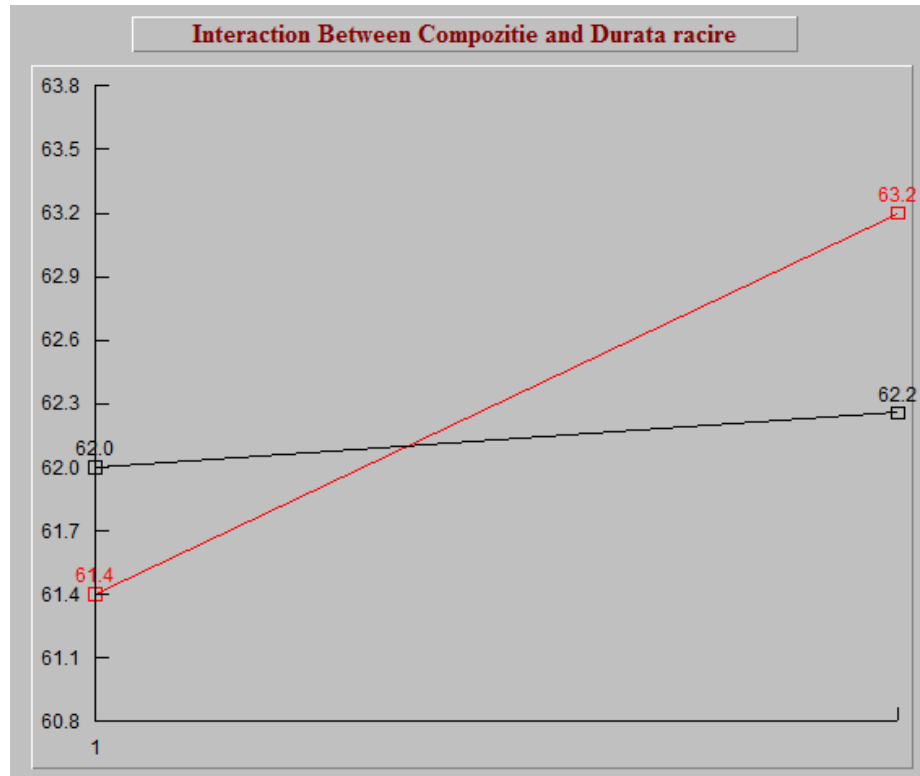


Fig. 22 Interacțiunea între compoziție și durata de răcire

		Compoziție	
		X1	X2
Durata de răcire	Y1	X1Y1 = 61,38	X2Y1 = 63,15
	Y2	X1Y2 = 61,97	X2Y2 = 62,22

Tab. 14 Valorile calculate pentru interacțiunea între compoziție și durata de răcire

Se observă că nivelele dorite pentru condiția optimă sunt:

- Compoziție – Nivel 2
- Durata de răcire – Nivel 1

ANEXA II

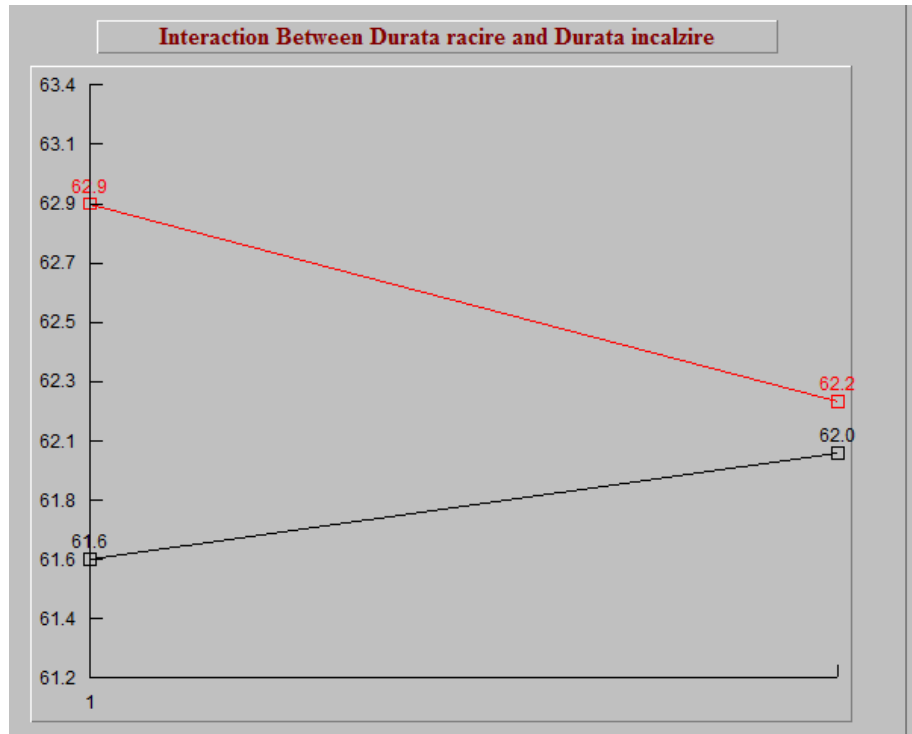


Fig. 23 Interacțiunea între durata de răcire și durata de încălzire

		Durata de răcire	
		X1	X2
Durata de încălzire	Y1	X1Y1 = 62,91	X2Y1 = 62,19
	Y2	X1Y2 = 61,61	X2Y2 = 62,00

Tab. 15 Valorile calculate pentru interacțiunea durata de răcire și durata de încălzire

Se observă că nivelele dorite pentru condiția optimă sunt:

- Durata de răcire – Nivel 1
- Durata de încălzire – Nivel 1

ANEXA II

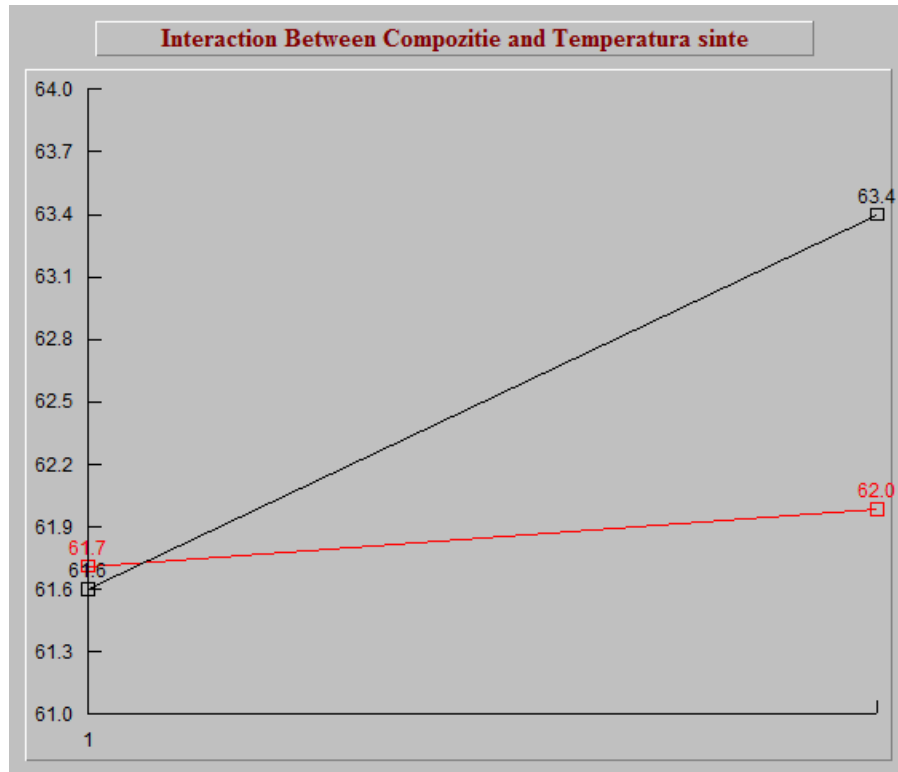


Fig. 24 Interacțiunea între compoziție și temperatura de sinterizare

		Compoziție	
		X1	X2
Temperatura de sinterizare	Y1	X1Y1 = 61,73	X2Y1 = 62,00
	Y2	X1Y2 = 61,62	X2Y2 = 63,38

Tab. 16 Valorile calculate pentru interacțiunea compoziție și temperatura de sinterizare

Se observă că nivelele dorite pentru condiția optimă sunt:

- Compoziție – Nivel 2
- Temperatura de sinterizare – Nivel 2

ANEXA II

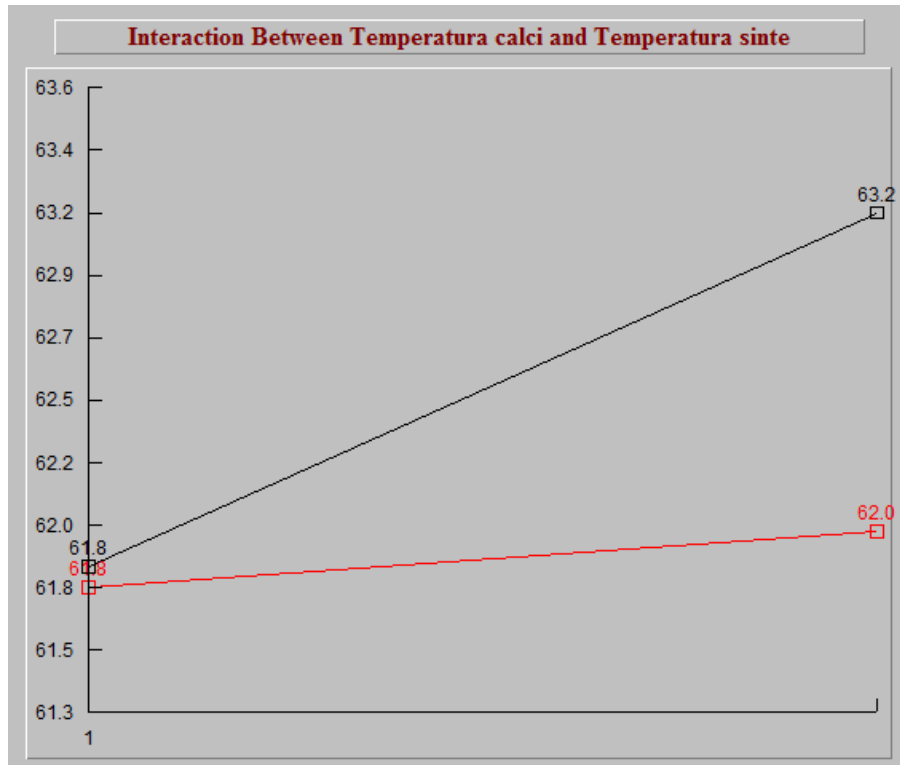


Fig. 25 Interacțiunea între temperatura de calcinare și temperatura de sinterizare

		Temperatura de calcinare	
		X1	X2
Temperatura de sinterizare	Y1	X1Y1 = 61,76	X2Y1 = 61,97
	Y2	X1Y2 = 61,84	X2Y2 = 63,16

Tab. 17 Valorile calculate pentru interacțiunea temperatura de calcinare și temperatura de sinterizare

Se observă că nivelele dorite pentru condiția optimă sunt:

- Temperatura de calcinare – Nivel 2
- Temperatura de sinterizare – Nivel 2

ANEXA II

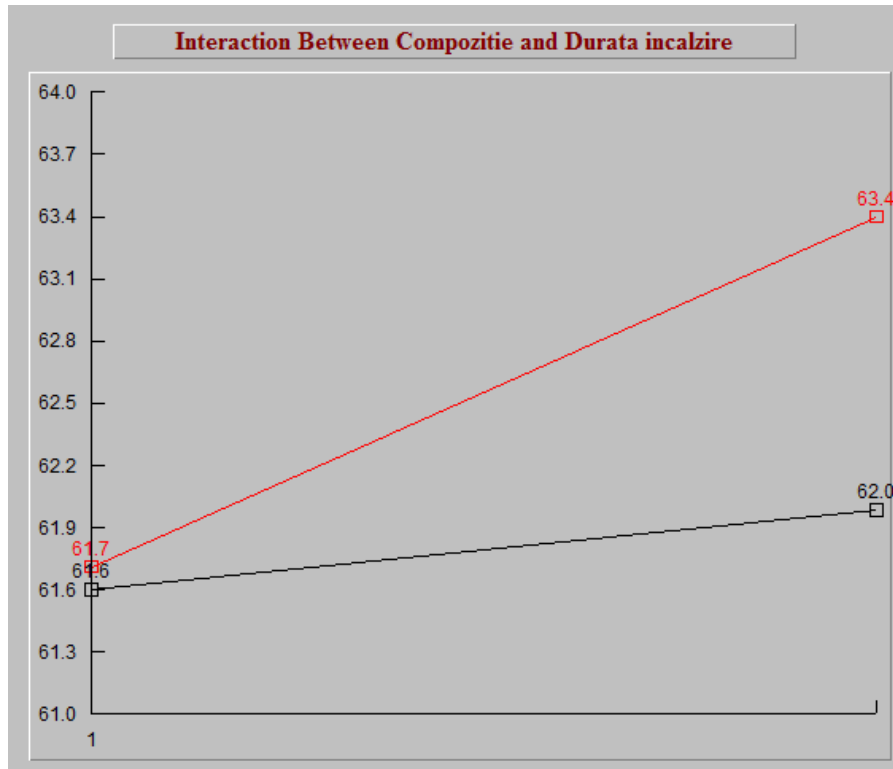


Fig. 26 Interacțiunea între compoziție și durata de încălzire

		Compoziție	
		X1	X2
Durata de încălzire	Y1	X1Y1 = 61,73	X2Y1 = 63,38
	Y2	X1Y2 = 61,62	X2Y2 = 62,00

Tab. 18 Valorile calculate pentru interacțiunea compoziție și durata de încălzire

Se observă că nivelele dorite pentru condiția optimă sunt:

- Compoziție – Nivel 2
- Durata de încălzire – Nivel 1

ANEXA II

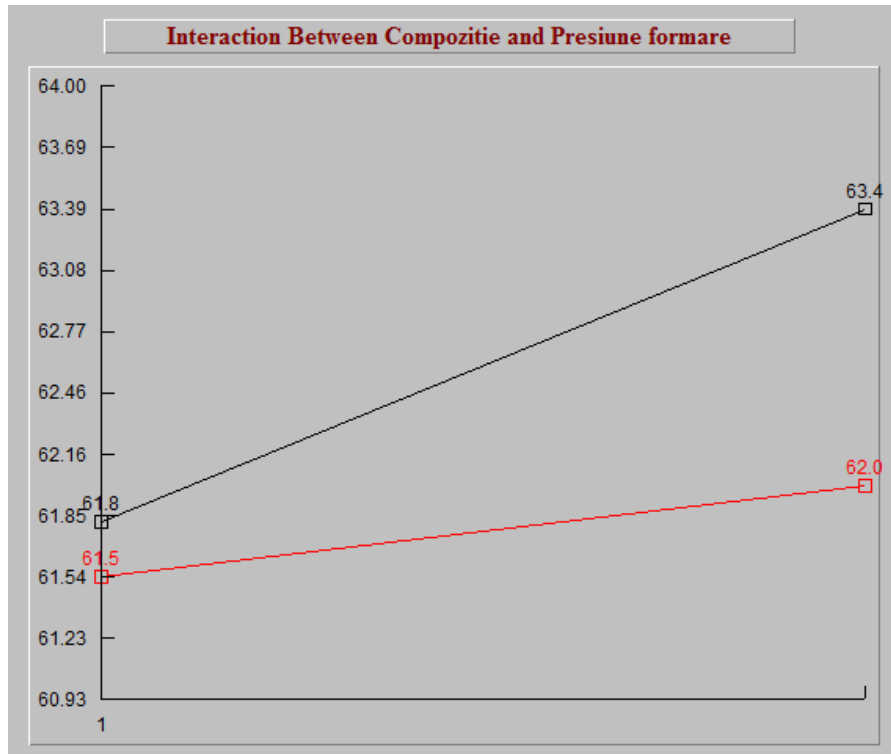


Fig. 27 Interacțiunea între compoziție și presiunea de formare

		Compoziție	
		X1	X2
Presiunea de formare	Y1	X1Y1 = 61,54	X2Y1 = 61,99
	Y2	X1Y2 = 61,81	X2Y2 = 63,38

Tab. 19 Valorile calculate pentru interacțiunea compoziție și presiunea de formare

Se observă că nivelele dorite pentru condiția optimă sunt:

- Compoziție – Nivel 2
- Presiunea de formare – Nivel 2

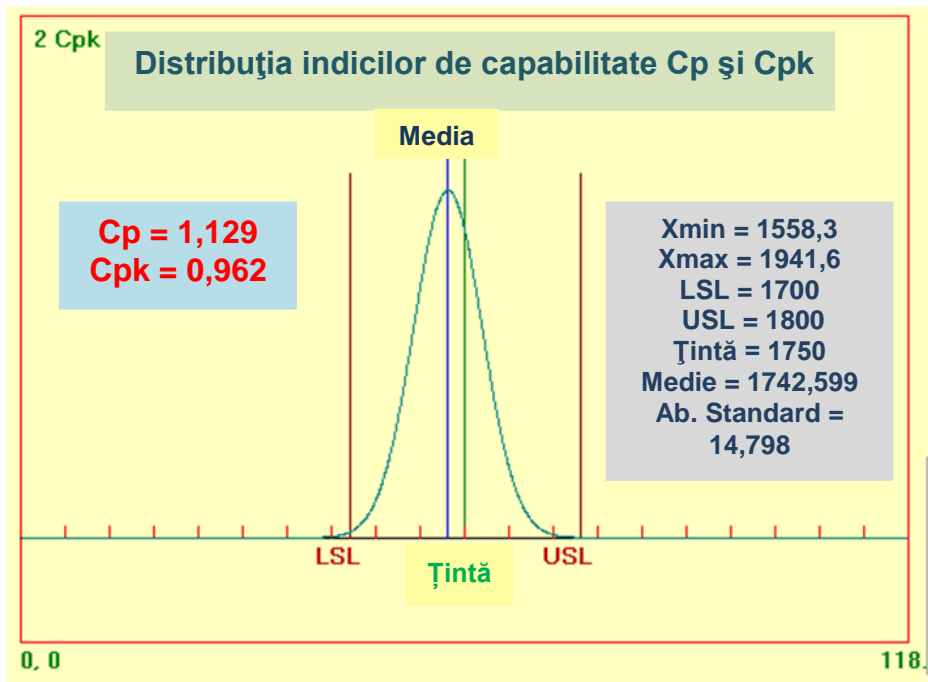


Fig. 28 Distribuția indicilor de capabilitate Cp și Cpk pentru experimentul de confirmare numărul 1

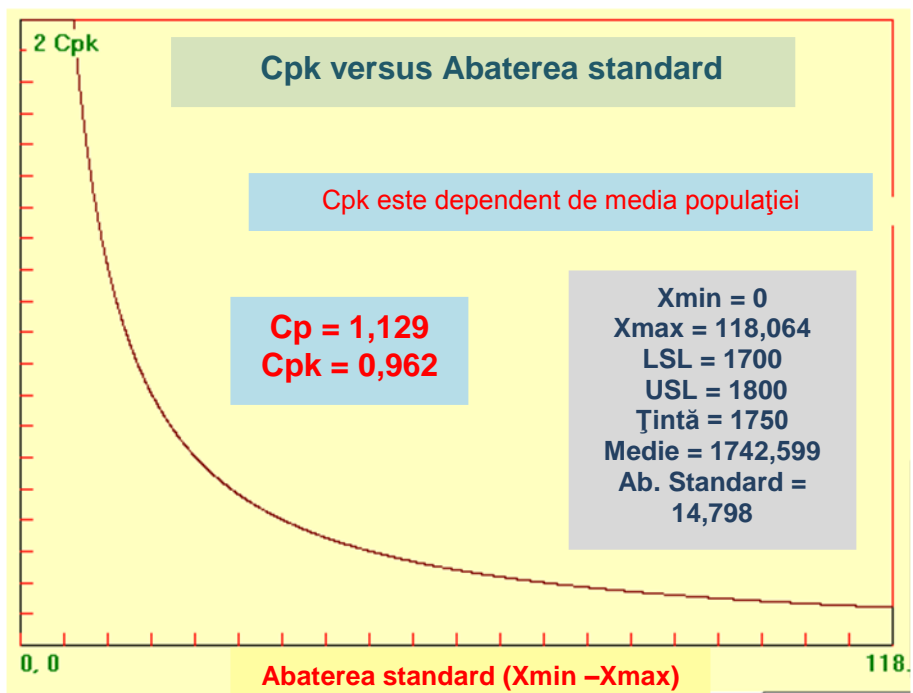


Fig. 29 Graficul distribuției Cpk versus Abaterea standard pentru experimentul de confirmare numărul 1

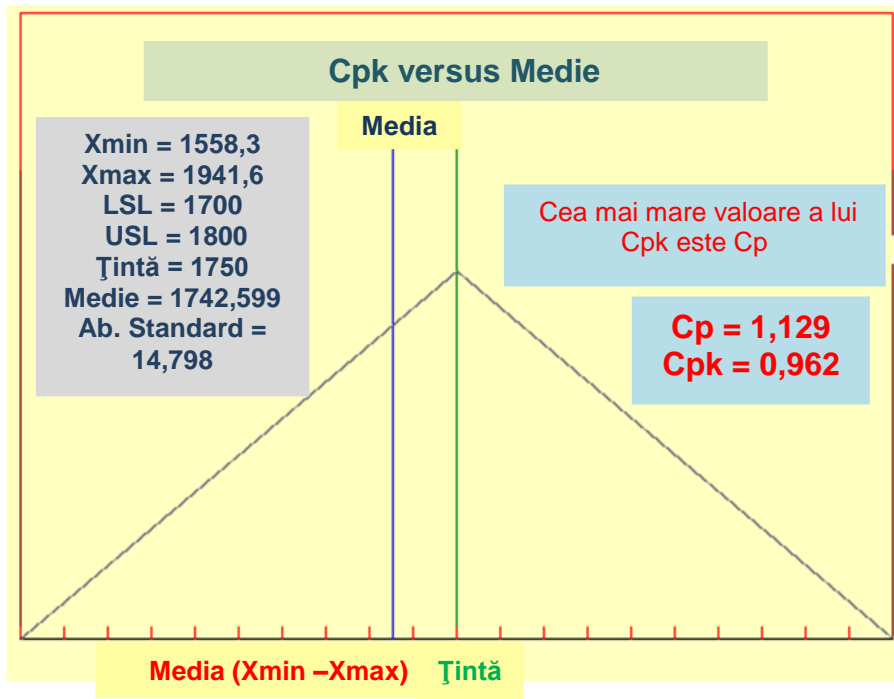


Fig. 30 Graficul distribuției Cpk versus Medie pentru experimentul de confirmare numărul 1

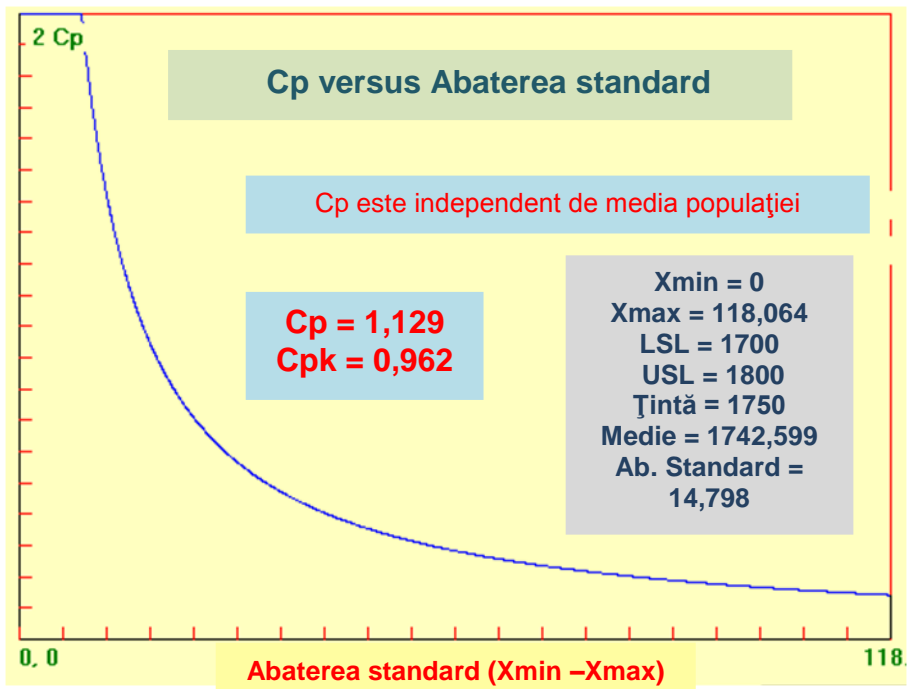


Fig. 31 Graficul distribuției Cp versus Abaterea standard pentru experimentul de confirmare numărul 1

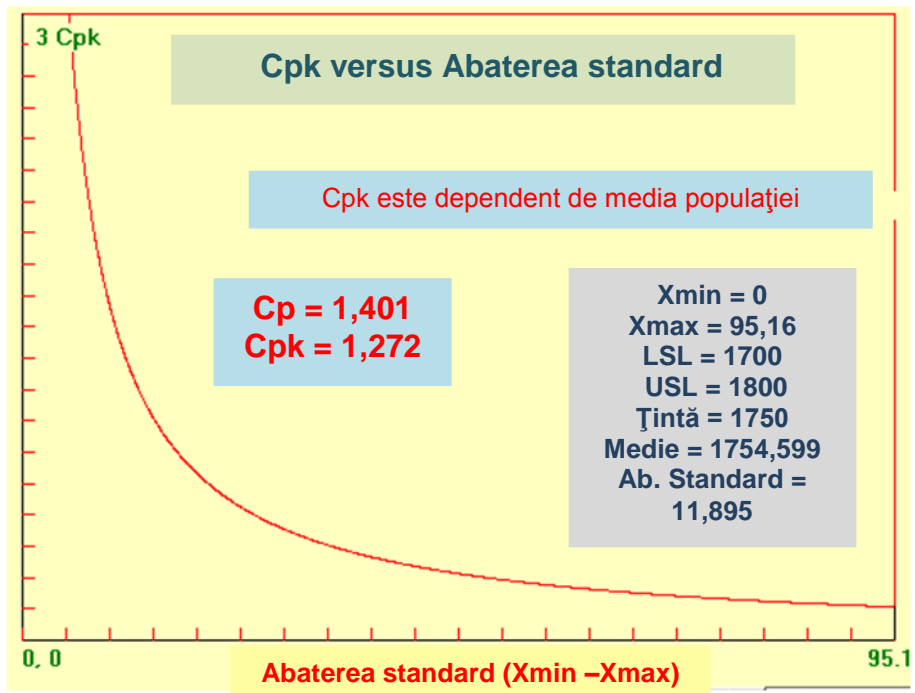


Fig. 34 Graficul distribuției Cpk versus Abaterea standard pentru experimentul de confirmare numărul 2

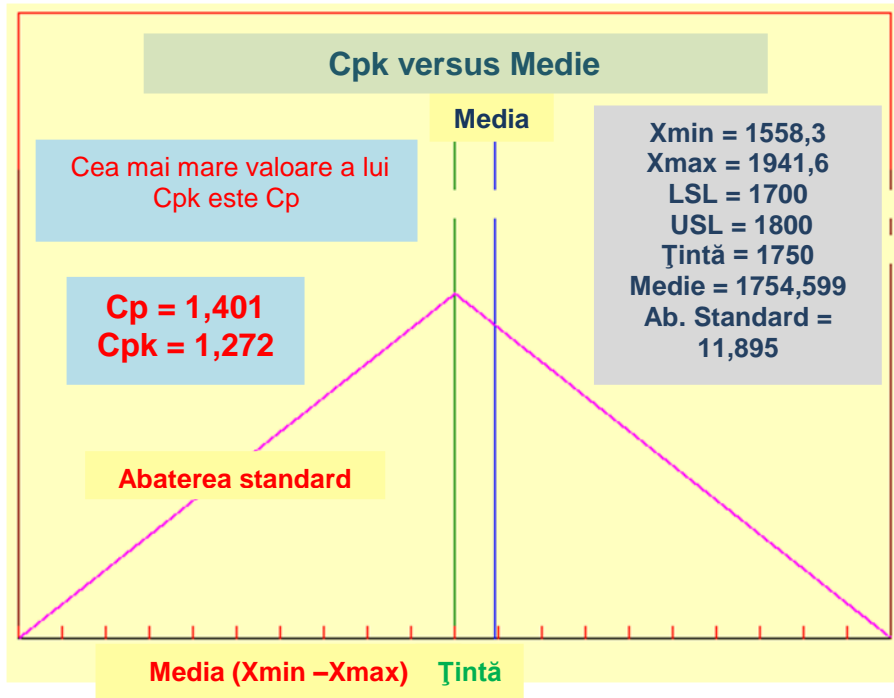


Fig. 35 Graficul distribuției Cpk versus Medie pentru experimentul de confirmare numărul 2

ANEXA II

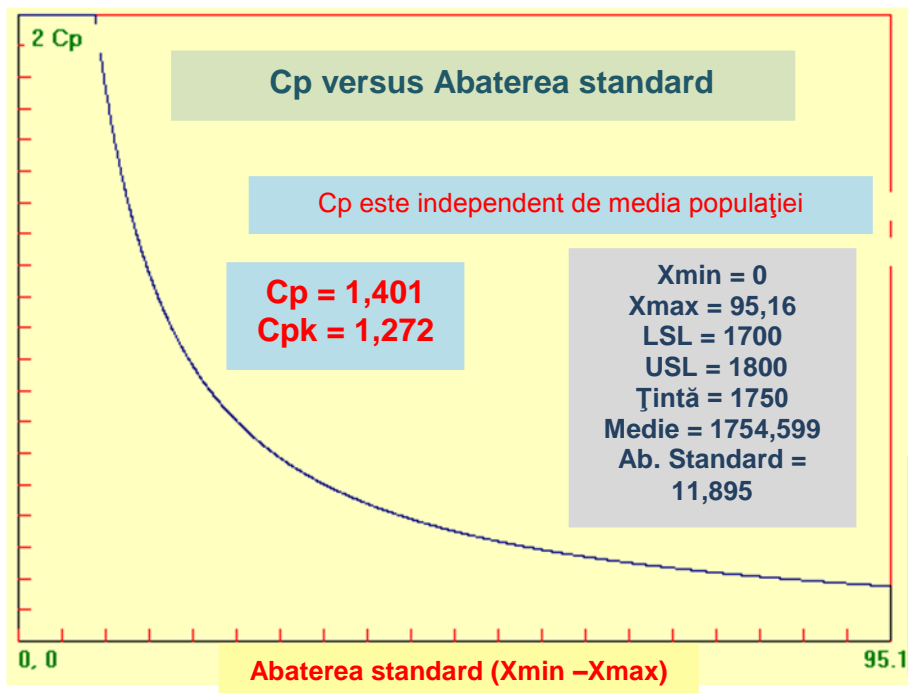


Fig. 36 Graficul distribuției Cp versus Abaterea standard pentru experimentul de confirmare numărul 2

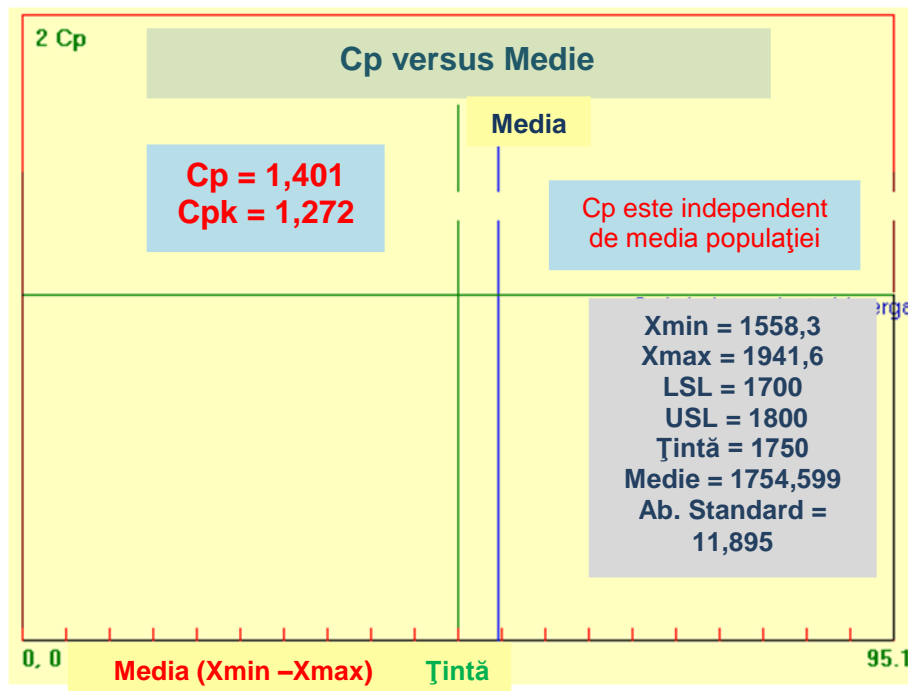


Fig. 37 Graficul distribuției Cp versus Media pentru experimentul de confirmare numărul 2

ANEXA II

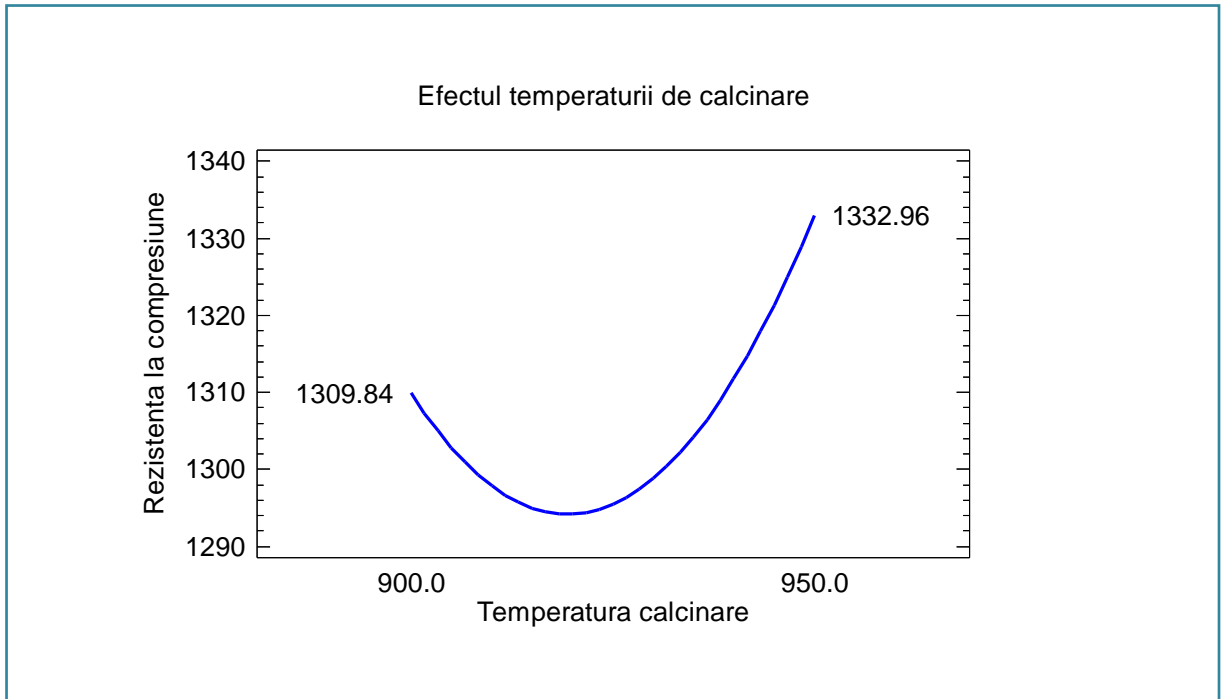


Fig. 38 Graficul efectului temperaturii de calcinare asupra rezistenței la compresiune

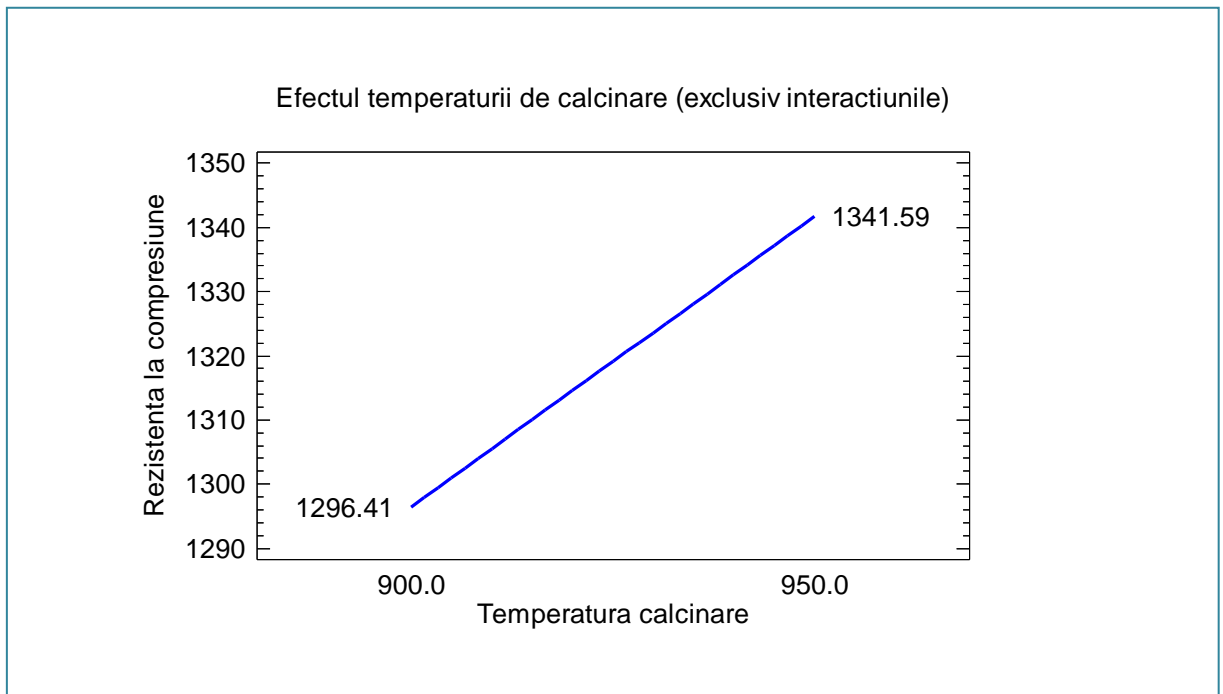


Fig. 39 Graficul efectului temperaturii de calcinare asupra rezistenței la compresiune (exclusiv interacțiunile)

ANEXA II

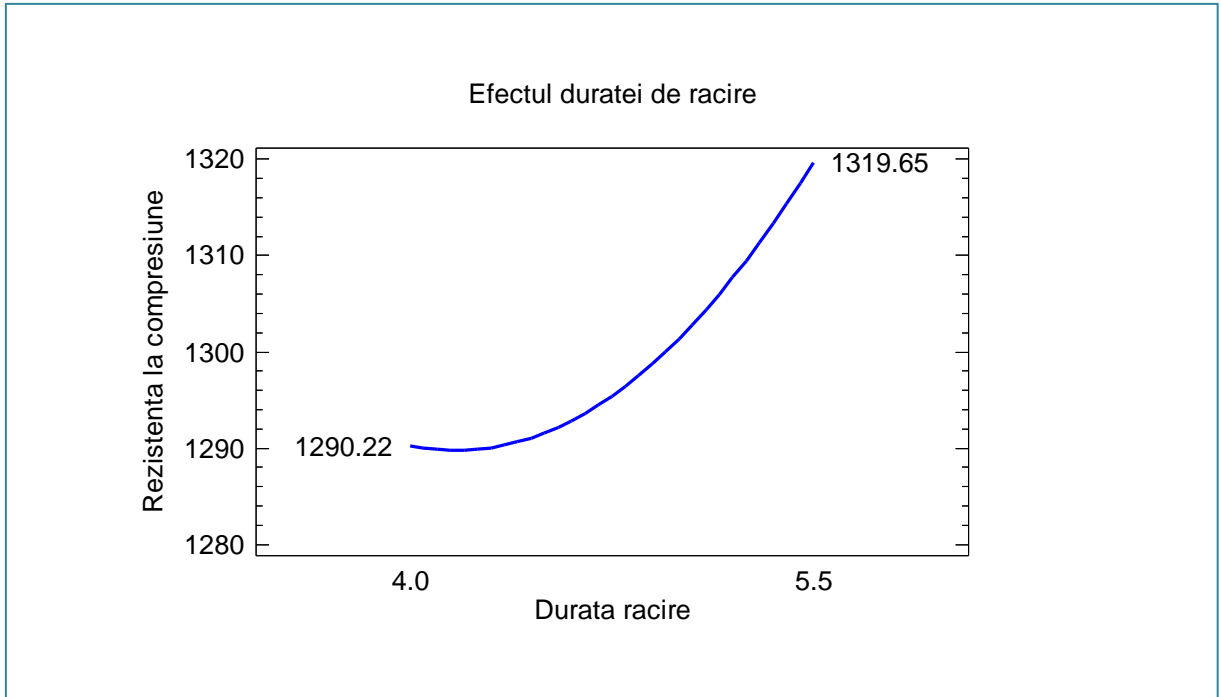


Fig. 40 Graficul efectului duratei de racire asupra rezistenței la compresiune

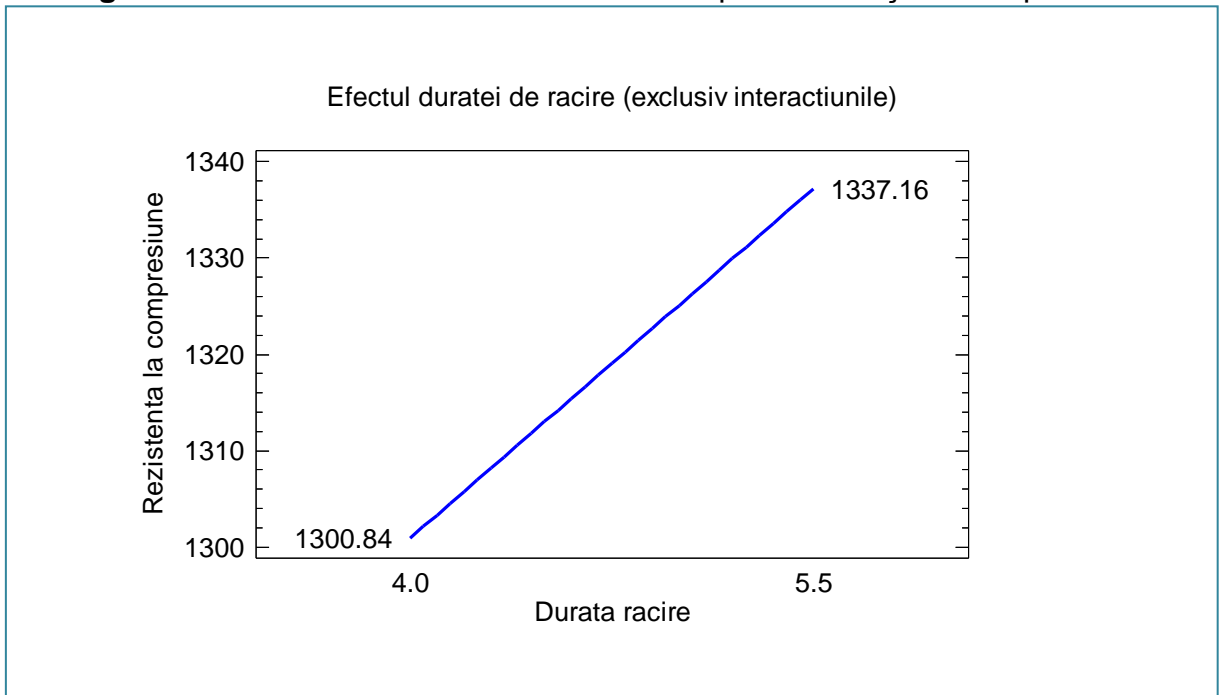


Fig. 41 Graficul efectului duratei de racire asupra rezistenței la compresiune (exclusiv interacțiunile)

ANEXA II

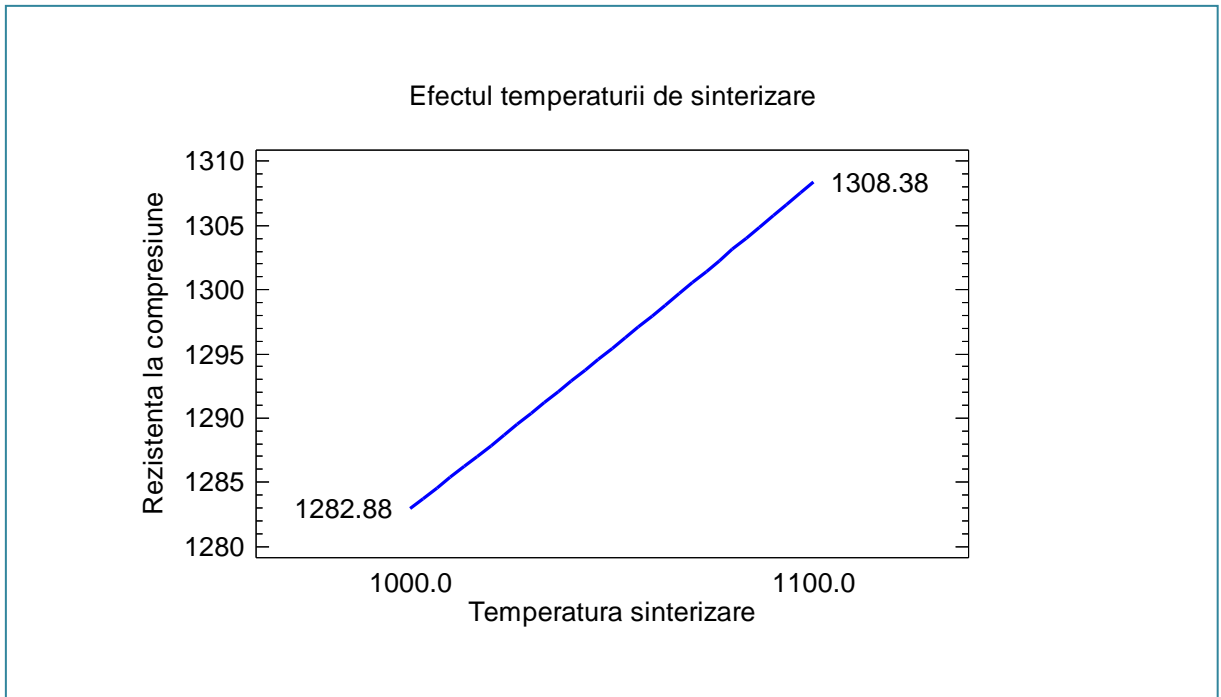


Fig. 42 Graficul efectului temperaturii de sinterizare asupra rezistenței la compresiune

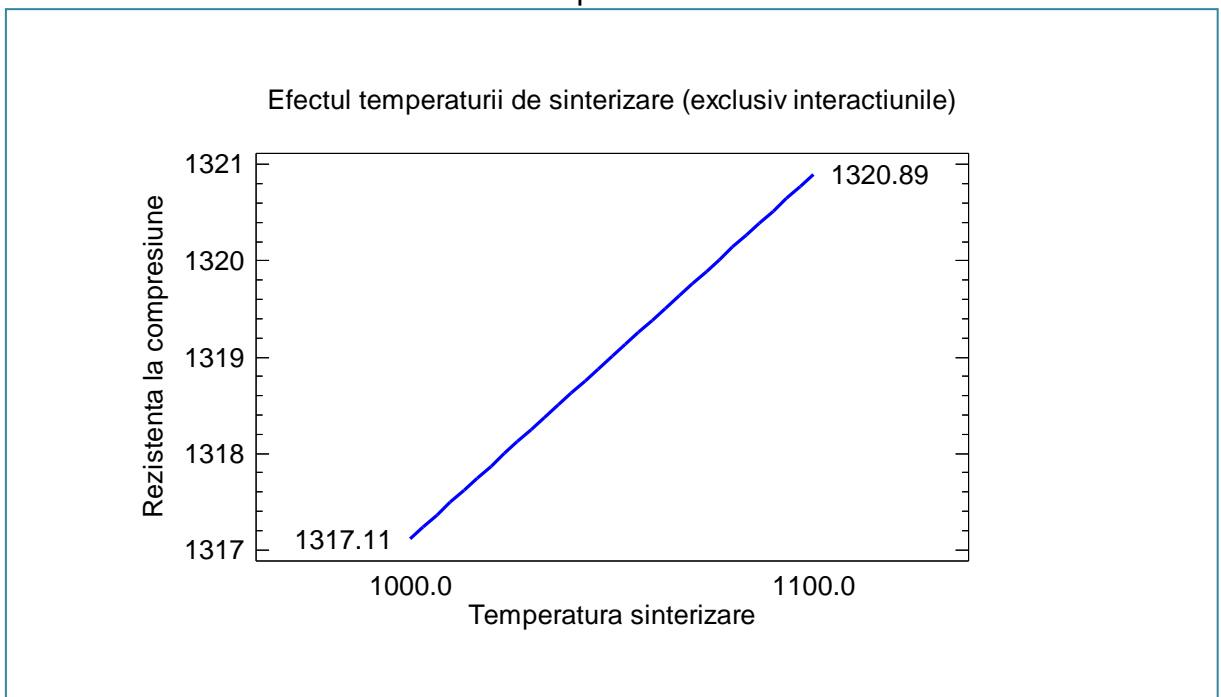


Fig. 43 Graficul efectului temperaturii de sinterizare asupra rezistenței la compresiune (exclusiv interacțiunile)

ANEXA II

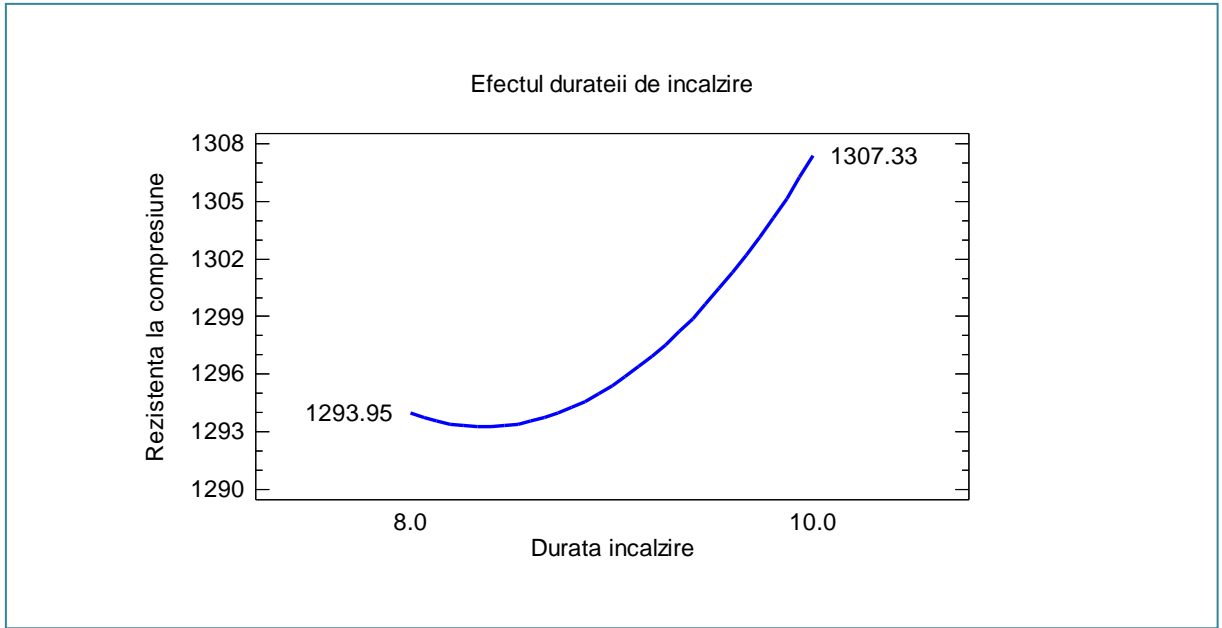


Fig. 44 Graficul efectului duratei de încălzire asupra rezistenței la compresiune

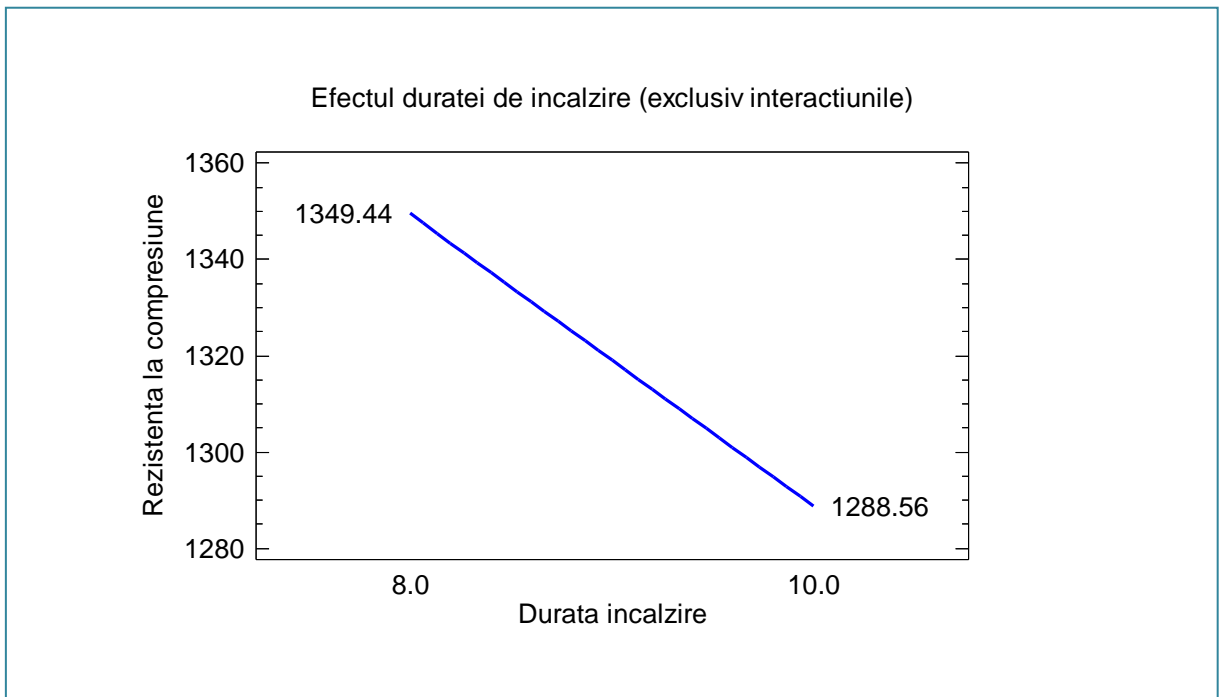


Fig. 45 Graficul efectului duratei de încălzire asupra rezistenței la compresiune (exclusiv interacțiunile)

ANEXA II

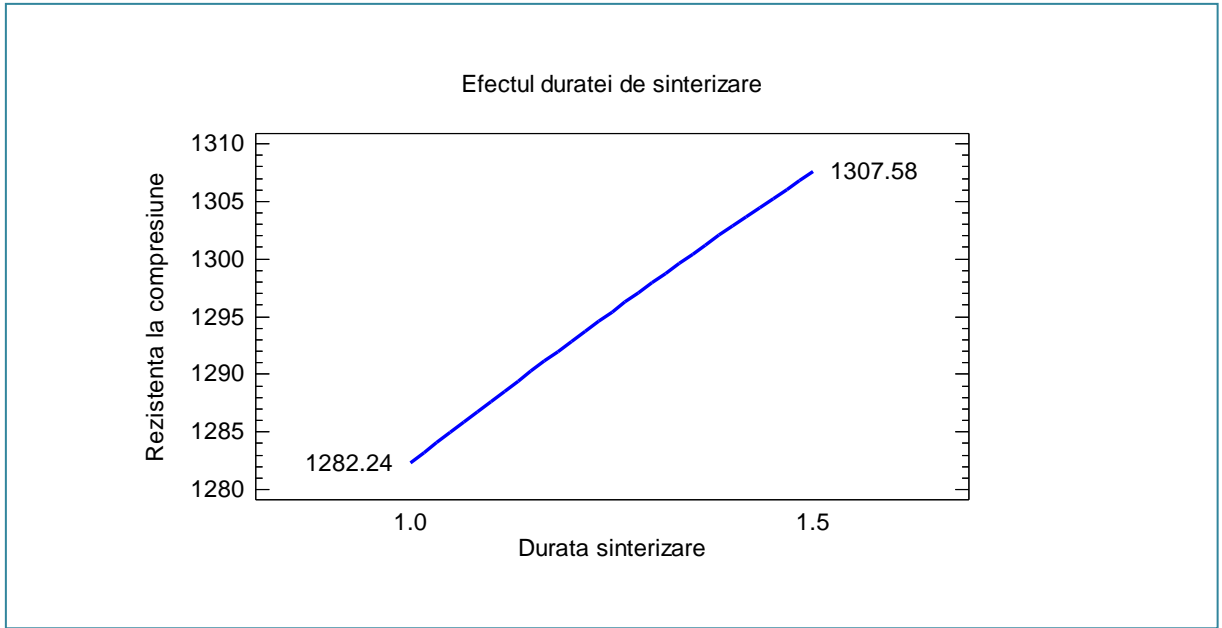


Fig. 46 Graficul efectului duratei de sinterizare asupra rezistenței la compresiune

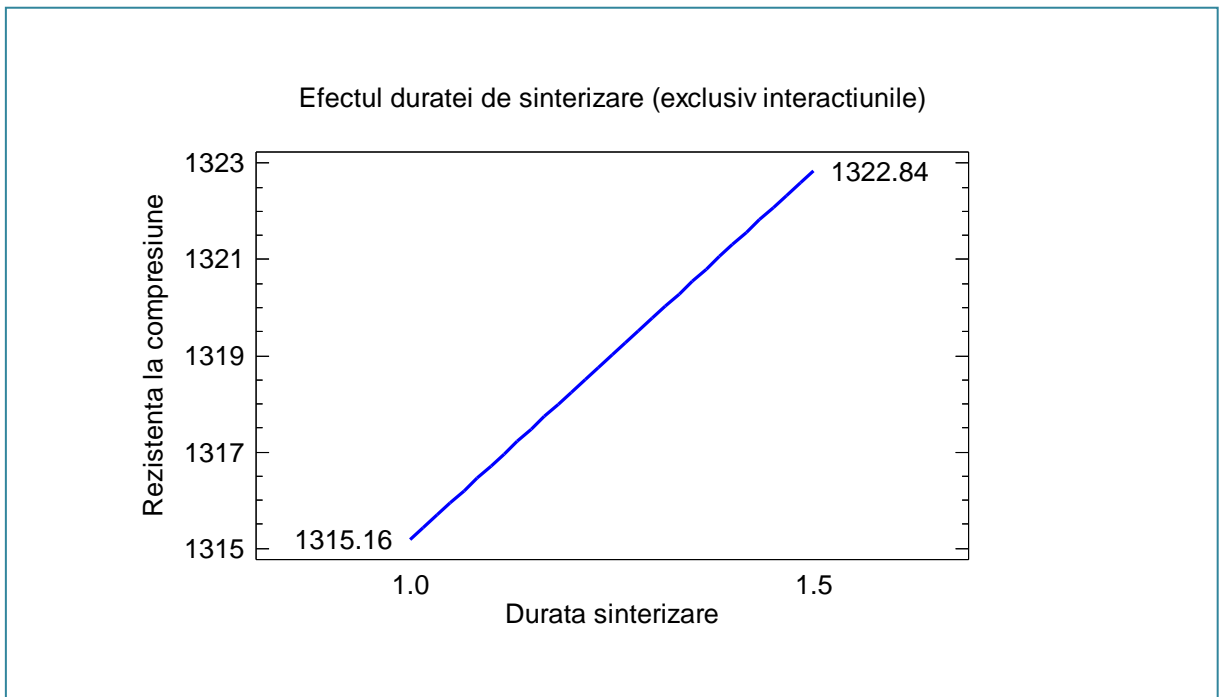


Fig. 47 Graficul efectului duratei de sinterizare asupra rezistenței la compresiune (exclusiv interacțiunile)

ANEXA II

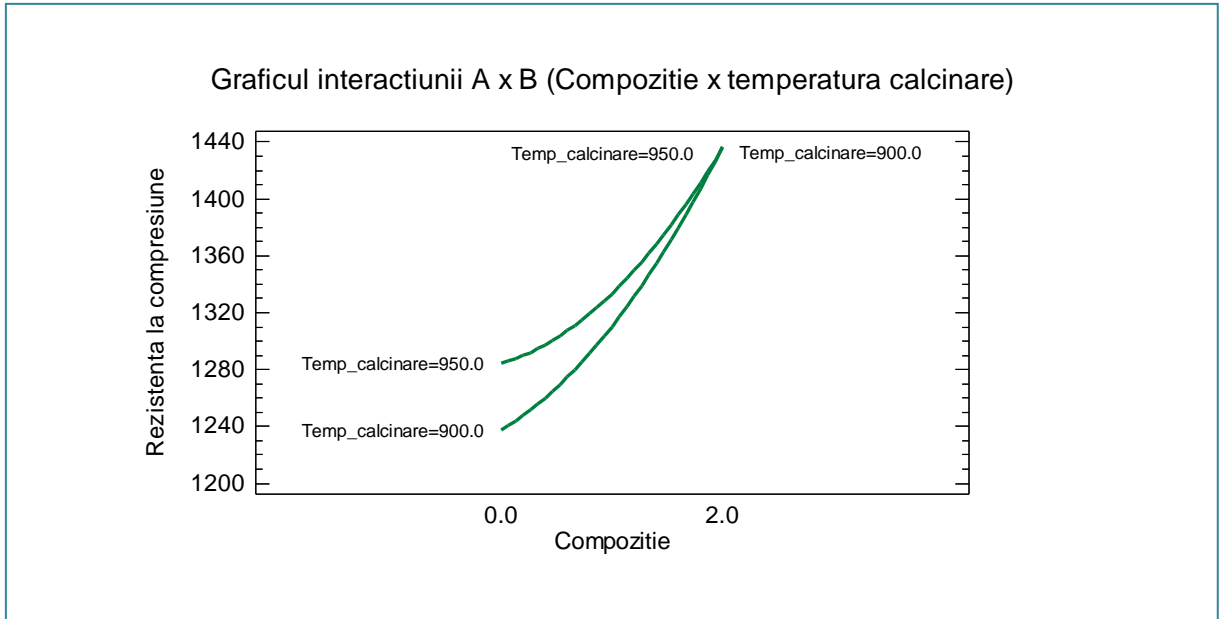


Fig. 48 Interacțiunea A x B (Compoziție x temperatura de calcinare)

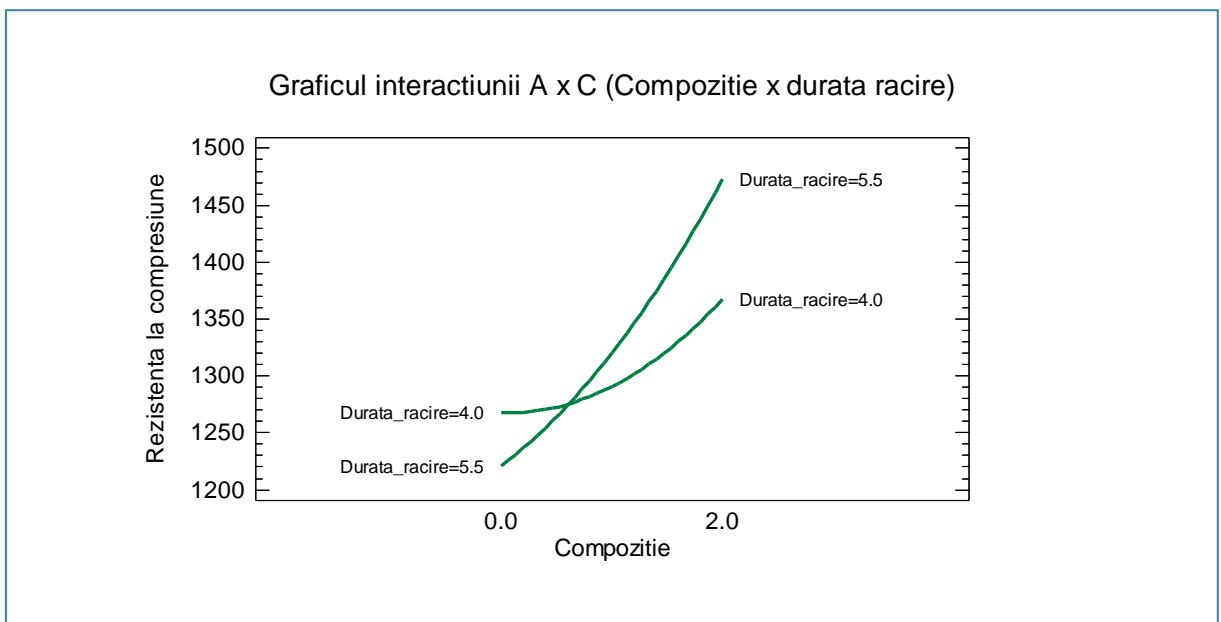


Fig. 49 Interacțiunea A x C (Compoziție x durata de răcire)

ANEXA II

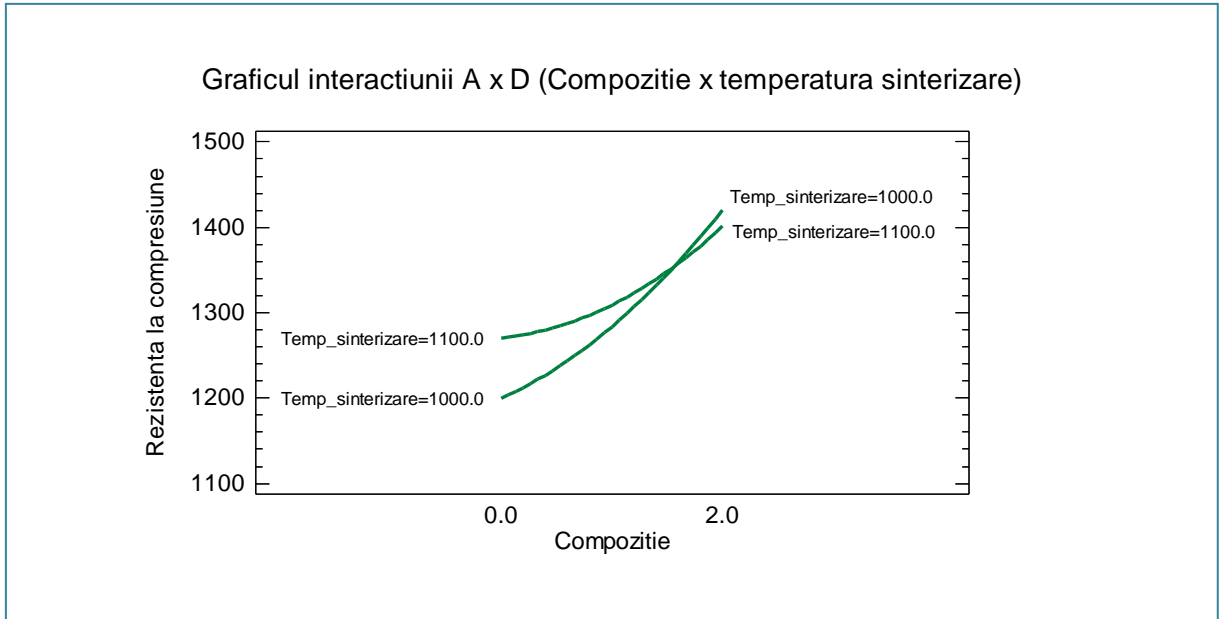


Fig. 50 Interacțiunea A x D (Compoziție x temperatura de sinterizare)

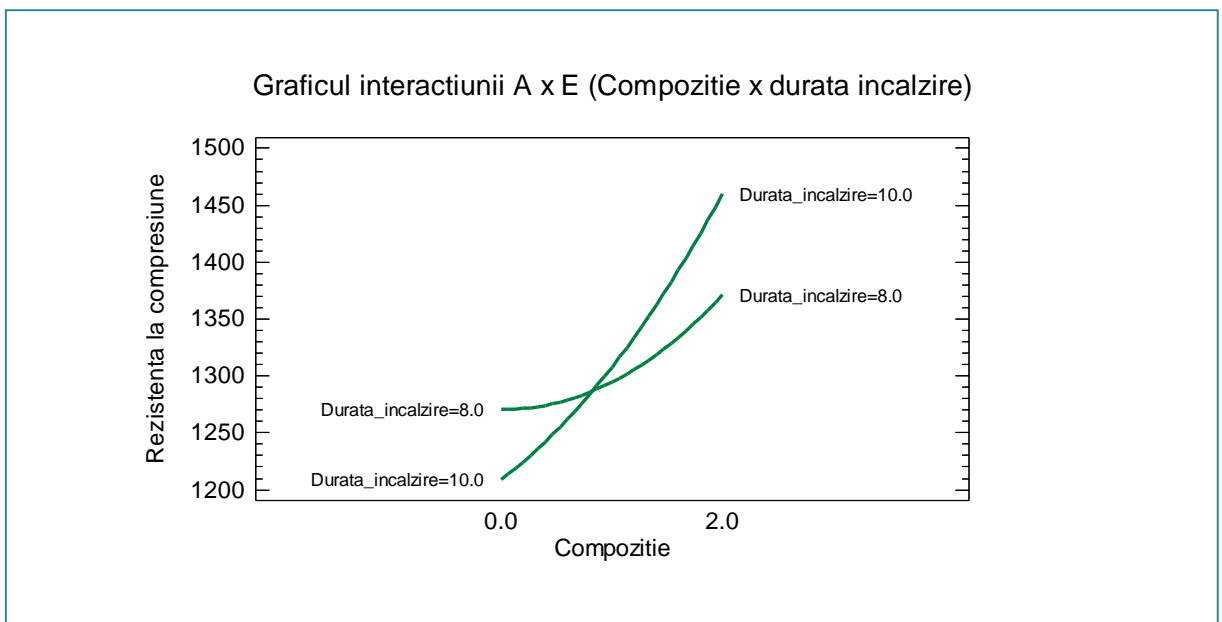


Fig. 51 Interacțiunea A x E (Compoziție x durata de încălzire)

ANEXA II

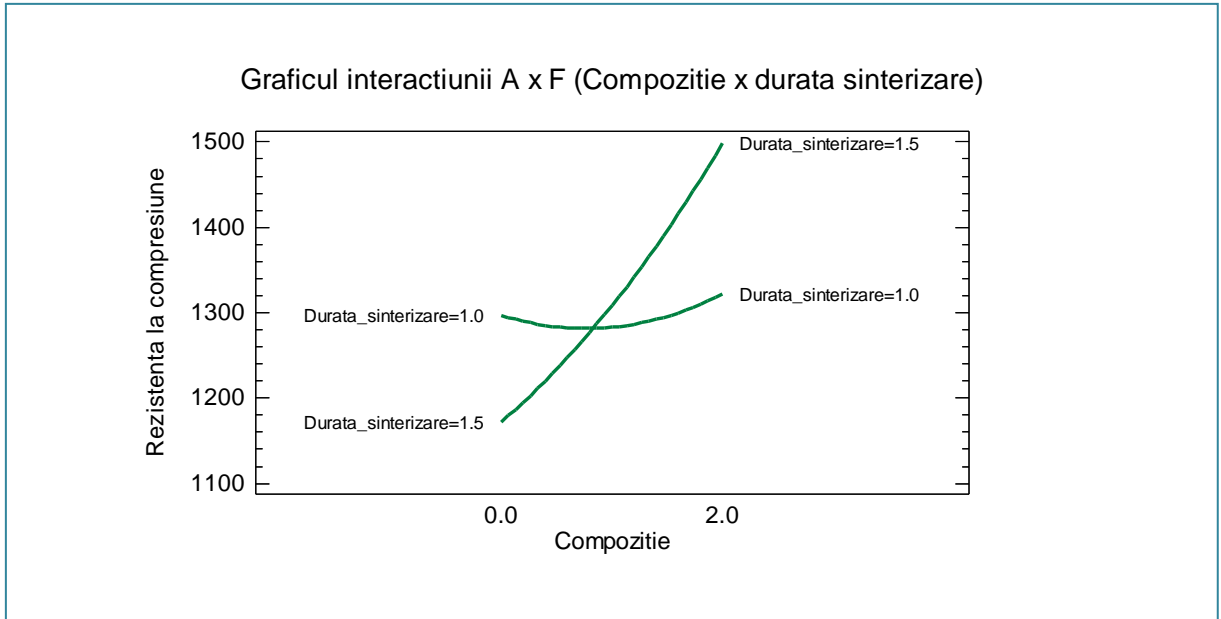


Fig. 52 Interacțiunea A x F (Compoziție x durata de sinterizare)

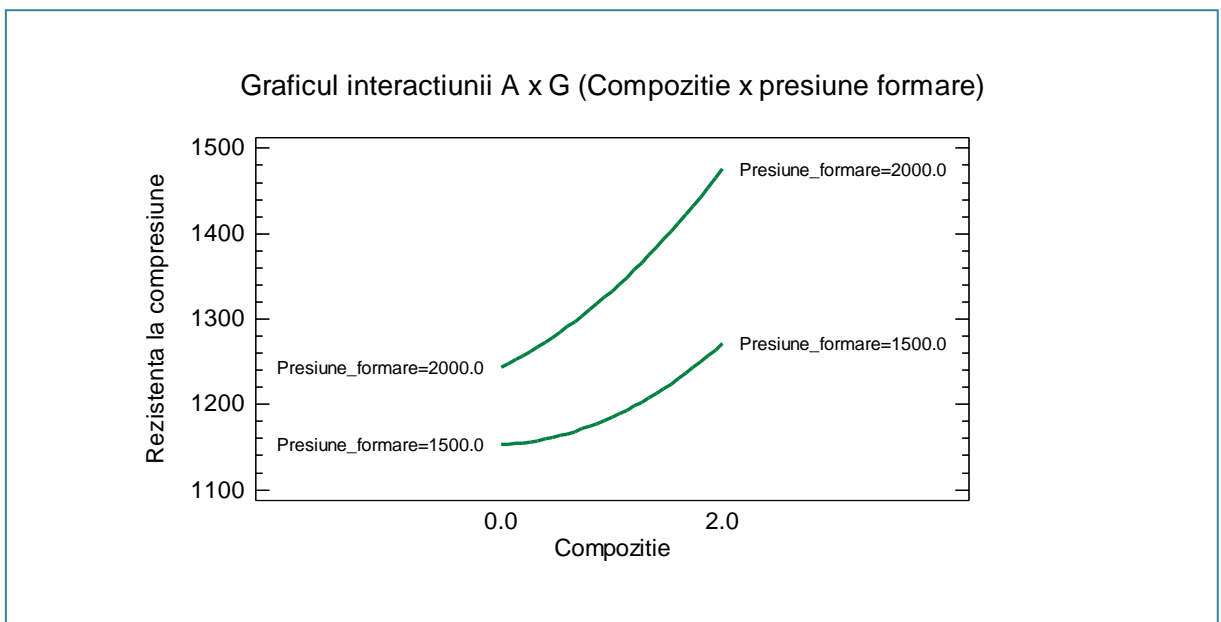


Fig. 53 Interacțiunea A x G (Compoziție x presiune formare)

		(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)	(8)	(9)
(1)	Media	1,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	-0,353
(2)	A:Compoziție	0,0000	1,0000	-0,0527	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	-0,1149	0,0000
(3)	B:Temp calcinare	0,0000	-0,0527	1,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	-0,1149	0,0000
(4)	C:Durata	0,0000	0,0000	0,0000	1,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000

ANEXA II

	răcire									
(5)	D:Temp sinterizare	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	1,0000	0,0000	0,5460	0,0000	0,0000
(6)	E:Durata încălzire	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	1,0000	0,0000	0,0000	0,0000
(7)	F:Durata sinterizare	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,5460	0,0000	1,0000	0,0000	0,0000
(8)	G:Presiune formare	0,0000	-0,1149	-0,1149	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	1,0000	0,0000
(9)	AA	-0,3532	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	1,0000
(10)	AB	0,0000	0,4080	-0,4079	0,0000	-0,5089	0,0000	-0,4799	0,0000	0,0000
(11)	AC	0,0000	-0,0726	-0,0726	-0,3439	0,0314	0,3439	-0,0314	-0,5429	0,0000
(12)	AD	0,0000	-0,3414	-0,3414	0,4278	0,0156	0,0000	-0,0156	-0,2658	0,0000
(13)	AE	0,0000	0,3512	0,3512	0,0000	0,3932	0,0000	0,3394	0,1068	0,0000
(14)	AF	0,0000	0,3009	0,3009	-0,2015	0,0074	0,2015	-0,0074	0,4306	0,0000
(15)	AG	0,0000	0,2995	0,2995	-0,6187	-0,0565	0,0000	0,0565	-0,0391	0,0000
(16)	BB	-0,3532	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
(17)	BC	0,0000	0,0726	0,0726	0,3439	0,0314	-0,3439	-0,0314	0,5429	0,0000
(18)	BD	0,0000	-0,3414	-0,3414	0,4278	-0,0156	0,0000	0,0156	-0,2658	0,0000
(19)	BE	0,0000	-0,3512	-0,3512	0,0000	0,3932	0,0000	0,3394	-0,1068	0,0000
(20)	BF	0,0000	0,3009	0,3009	-0,2015	-0,0074	0,2015	0,0074	0,4306	0,0000
(21)	BG	0,0000	-0,2995	-0,2995	0,6187	-0,0565	0,0000	0,0565	0,0391	0,0000
(22)	CC	-0,3532	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
(23)	CD	0,0000	-0,3901	-0,3901	0,1780	0,0000	-0,1780	0,0000	-0,2534	0,0000
(24)	CE	0,0000	0,4967	-0,4967	0,0000	-0,0884	0,0000	0,0884	0,0000	0,0000
(25)	CF	0,0000	0,3366	0,3366	-0,5250	0,0000	0,1750	0,0000	0,1465	0,0000
(26)	CG	0,0000	-0,4933	0,4933	0,0000	0,0176	0,0000	-0,0176	0,0000	0,0000
(27)	DD	-0,3532	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
(28)	DE	0,0000	0,3930	0,3930	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,3738	0,0000
(29)	DF	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,5865	0,0000	0,5865	0,0000	0,0000
(30)	DG	0,0000	-0,2690	-0,2690	0,4196	0,0000	-0,4196	0,0000	-0,1171	0,0000
(31)	EE	-0,3532	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
(32)	EF	0,0000	-0,1374	-0,1374	0,6126	0,0000	0,0000	0,0000	-0,2995	0,0000
(33)	EG	0,0000	-0,5504	0,5504	0,0000	-0,0588	0,0000	0,0588	0,0000	0,0000
(34)	FF	-0,3532	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
(35)	FG	0,0000	0,4294	0,4294	-0,3562	0,0000	0,3562	0,0000	-0,2590	0,0000
(36)	GG	-0,3532	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000

	(10)	(11)	(12)	(13)	(14)	(15)	(16)	(17)	(18)	(19)	(20)
(1)	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	-0,353	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
(2)	0,4080	-0,0726	-0,3414	0,3512	0,3009	0,2995	0,0000	0,0726	-0,3414	-0,3512	0,3009
(3)	-0,4079	-0,0726	-0,3414	0,3512	0,3009	0,2995	0,0000	0,0726	-0,3414	-0,3512	0,3009
(4)	0,0000	-0,3439	0,4278	0,0000	-0,2015	-0,6187	0,0000	0,3439	0,4278	0,0000	-0,2015
(5)	-0,5089	0,0314	0,0156	0,3932	0,0074	-0,0565	0,0000	0,0314	-0,0156	0,3932	-0,0074
(6)	0,0000	0,3439	0,0000	0,0000	0,2015	0,0000	0,0000	-0,3439	0,0000	0,0000	0,2015
(7)	-0,4799	-0,0314	-0,0156	0,3394	-0,0074	0,0565	0,0000	-0,0314	0,0156	0,3394	0,0074
(8)	0,0000	-0,5429	-0,2658	0,1068	0,4306	-0,0391	0,0000	0,5429	-0,2658	-0,1068	0,4306
(9)	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
(10)	1,0000	0,0236	-0,0455	-0,2579	-0,0364	0,0036	0,0000	0,0236	0,0455	-0,2579	0,0364
(11)	0,0236	1,0000	0,2649	-0,3425	-0,4005	0,0410	0,0000	-0,7480	0,2606	0,4068	-0,4112
(12)	-0,0455	0,2649	1,0000	-0,6709	-0,8344	-0,7890	0,0000	-0,2606	0,9020	0,6746	-0,8806

ANEXA II

(13)	-0,2579	-0,3425	-0,6709	1,0000	0,7019	0,4707	0,0000	0,4068	-0,6746	-0,4680	0,7076
(14)	-0,0364	-0,4005	-0,8344	0,7019	1,0000	0,6060	0,0000	0,4112	-0,8806	-0,7076	0,9124
(15)	0,0036	0,0410	-0,7890	0,4707	0,6060	1,0000	0,0000	-0,1495	-0,7812	-0,5636	0,6097
(16)	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	1,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
(17)	0,0236	-0,7480	-0,2606	0,4068	0,4112	-0,1495	0,0000	1,0000	-0,2649	-0,3425	0,4005
(18)	0,0455	0,2606	0,9020	-0,6746	-0,8806	-0,7812	0,0000	-0,2649	1,0000	0,6709	-0,8344
(19)	-0,2579	0,4068	0,6746	-0,4680	-0,7076	-0,5636	0,0000	-0,3425	0,6709	1,0000	-0,7019
(20)	0,0364	-0,4112	-0,8806	0,7076	0,9124	0,6097	0,0000	0,4005	-0,8344	-0,7019	1,0000
(21)	0,0036	-0,1495	0,7812	-0,5636	-0,6097	-0,8048	0,0000	0,0410	0,7890	0,4707	-0,6060
(22)	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
(23)	0,0000	0,3318	0,8684	-0,7814	-0,9263	-0,6752	0,0000	-0,3318	0,8684	0,7814	-0,9263
(24)	0,6067	-0,0018	-0,0965	-0,0194	-0,0515	0,0220	0,0000	-0,0018	0,0965	-0,0194	0,0515
(25)	0,0000	-0,0607	-0,9166	0,6322	0,8193	0,8646	0,0000	0,0607	-0,9166	-0,6322	0,8193
(26)	-0,5408	0,0334	0,0551	-0,0244	0,0924	-0,0044	0,0000	0,0334	-0,0551	-0,0244	-0,0924
(27)	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
(28)	0,0000	-0,6062	-0,7841	0,7450	0,8819	0,4834	0,0000	0,6062	-0,7841	-0,7450	0,8819
(29)	-0,5154	-0,1011	0,0000	0,3646	-0,0237	0,0000	0,0000	-0,1011	0,0000	0,3646	0,0237
(30)	0,0000	-0,0477	0,7325	-0,5052	-0,7111	-0,6909	0,0000	0,0477	0,7325	0,5052	-0,7111
(31)	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
(32)	0,0000	0,1517	0,8594	-0,5024	-0,7400	-0,7566	0,0000	-0,1517	0,8594	0,5024	-0,7400
(33)	-0,5878	-0,0196	0,0160	0,0029	0,0143	0,0146	0,0000	-0,0196	-0,0160	0,0029	-0,0143
(34)	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
(35)	0,0000	0,3486	-0,5560	0,4252	0,4771	0,6549	0,0000	-0,3486	-0,5560	-0,4252	0,4771
(36)	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000

	(21)	(22)	(23)	(24)	(25)	(26)	(27)	(28)	(29)	(30)	(31)
(1)	0,0000	-0,353	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	-0,353	0,0000	0,0000	0,0000	-0,353
(2)	-0,2995	0,0000	-0,3901	0,4967	0,3366	-0,4933	0,0000	0,3930	0,0000	-0,2690	0,0000
(3)	-0,2995	0,0000	-0,3901	-0,4967	0,3366	0,4933	0,0000	0,3930	0,0000	-0,2690	0,0000
(4)	0,6187	0,0000	0,1780	0,0000	-0,5250	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,4196	0,0000
(5)	-0,0565	0,0000	0,0000	-0,0884	0,0000	0,0176	0,0000	0,0000	0,5865	0,0000	0,0000
(6)	0,0000	0,0000	-0,1780	0,0000	0,1750	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	-0,4196	0,0000
(7)	0,0565	0,0000	0,0000	0,0884	0,0000	-0,0176	0,0000	0,0000	0,5865	0,0000	0,0000
(8)	0,0391	0,0000	-0,2534	0,0000	0,1465	0,0000	0,0000	0,3738	0,0000	-0,1171	0,0000
(9)	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
(10)	0,0036	0,0000	0,0000	0,6067	0,0000	-0,5408	0,0000	0,0000	-0,5154	0,0000	0,0000
(11)	-0,1495	0,0000	0,3318	-0,0018	-0,0607	0,0334	0,0000	-0,6062	-0,1011	-0,0477	0,0000
(12)	0,7812	0,0000	0,8684	-0,0965	-0,9166	0,0551	0,0000	-0,7841	0,0000	0,7325	0,0000
(13)	-0,5636	0,0000	-0,7814	-0,0194	0,6322	-0,0244	0,0000	0,7450	0,3646	-0,5052	0,0000
(14)	-0,6097	0,0000	-0,9263	-0,0515	0,8193	0,0924	0,0000	0,8819	-0,0237	-0,7111	0,0000
(15)	-0,8048	0,0000	-0,6752	0,0220	0,8646	-0,0044	0,0000	0,4834	0,0000	-0,6909	0,0000
(16)	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
(17)	0,0410	0,0000	-0,3318	-0,0018	0,0607	0,0334	0,0000	0,6062	-0,1011	0,0477	0,0000
(18)	0,7890	0,0000	0,8684	0,0965	-0,9166	-0,0551	0,0000	-0,7841	0,0000	0,7325	0,0000
(19)	0,4707	0,0000	0,7814	-0,0194	-0,6322	-0,0244	0,0000	-0,7450	0,3646	0,5052	0,0000
(20)	-0,6060	0,0000	-0,9263	0,0515	0,8193	-0,0924	0,0000	0,8819	0,0237	-0,7111	0,0000
(21)	1,0000	0,0000	0,6752	0,0220	-0,8646	-0,0044	0,0000	-0,4834	0,0000	0,6909	0,0000
(22)	0,0000	1,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
(23)	0,6752	0,0000	1,0000	0,0000	-0,8505	0,0000	0,0000	-0,8773	0,0000	0,7295	0,0000
(24)	0,0220	0,0000	0,0000	1,0000	0,0000	-0,6175	0,0000	0,0000	-0,0570	0,0000	0,0000
(25)	-0,8646	0,0000	-0,8505	0,0000	1,0000	0,0000	0,0000	0,6862	0,0000	-0,8481	0,0000
(26)	-0,0044	0,0000	0,0000	-0,6175	0,0000	1,0000	0,0000	0,0000	-0,1697	0,0000	0,0000
(27)	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	1,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000

ANEXA II

(28)	-0,4834	0,0000	-0,8773	0,0000	0,6862	0,0000	0,0000	1,0000	0,0000	-0,5484	0,0000
(29)	0,0000	0,0000	0,0000	-0,0570	0,0000	-0,1697	0,0000	0,0000	1,0000	0,0000	0,0000
(30)	0,6909	0,0000	0,7295	0,0000	-0,8481	0,0000	0,0000	-0,5484	0,0000	1,0000	0,0000
(31)	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	1,0000
(32)	0,7566	0,0000	0,7101	0,0000	-0,8483	0,0000	0,0000	-0,5921	0,0000	0,6779	0,0000
(33)	0,0146	0,0000	0,0000	-0,5937	0,0000	0,5821	0,0000	0,0000	0,0631	0,0000	0,0000
(34)	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
(35)	-0,6549	0,0000	-0,6187	0,0000	0,6814	0,0000	0,0000	0,3487	0,0000	-0,6441	0,0000
(36)	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000

	(32)	(33)	(34)	(35)	(36)
(1)	0,0000	0,0000	-0,3532	0,0000	-0,3532
(2)	-0,1374	-0,5504	0,0000	0,4294	0,0000
(3)	-0,1374	0,5504	0,0000	0,4294	0,0000
(4)	0,6126	0,0000	0,0000	-0,3562	0,0000
(5)	0,0000	-0,0588	0,0000	0,0000	0,0000
(6)	0,0000	0,0000	0,0000	0,3562	0,0000
(7)	0,0000	0,0588	0,0000	0,0000	0,0000
(8)	-0,2995	0,0000	0,0000	-0,2590	0,0000
(9)	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
(10)	0,0000	-0,5878	0,0000	0,0000	0,0000
(11)	0,1517	-0,0196	0,0000	0,3486	0,0000
(12)	0,8594	0,0160	0,0000	-0,5560	0,0000
(13)	-0,5024	0,0029	0,0000	0,4252	0,0000
(14)	-0,7400	0,0143	0,0000	0,4771	0,0000
(15)	-0,7566	0,0146	0,0000	0,6549	0,0000
(16)	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
(17)	-0,1517	-0,0196	0,0000	-0,3486	0,0000
(18)	0,8594	-0,0160	0,0000	-0,5560	0,0000
(19)	0,5024	0,0029	0,0000	-0,4252	0,0000
(20)	-0,7400	-0,0143	0,0000	0,4771	0,0000
(21)	0,7566	0,0146	0,0000	-0,6549	0,0000
(22)	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
(23)	0,7101	0,0000	0,0000	-0,6187	0,0000
(24)	0,0000	-0,5937	0,0000	0,0000	0,0000
(25)	-0,8483	0,0000	0,0000	0,6814	0,0000
(26)	0,0000	0,5821	0,0000	0,0000	0,0000
(27)	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
(28)	-0,5921	0,0000	0,0000	0,3487	0,0000
(29)	0,0000	0,0631	0,0000	0,0000	0,0000
(30)	0,6779	0,0000	0,0000	-0,6441	0,0000
(31)	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
(32)	1,0000	0,0000	0,0000	-0,4326	0,0000
(33)	0,0000	1,0000	0,0000	0,0000	0,0000
(34)	0,0000	0,0000	1,0000	0,0000	0,0000
(35)	-0,4326	0,0000	0,0000	1,0000	0,0000
(36)	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	1,0000

Tab. 20 Matricea corelațiilor efectelor estimate (Draper-Lin)

ANEXA II

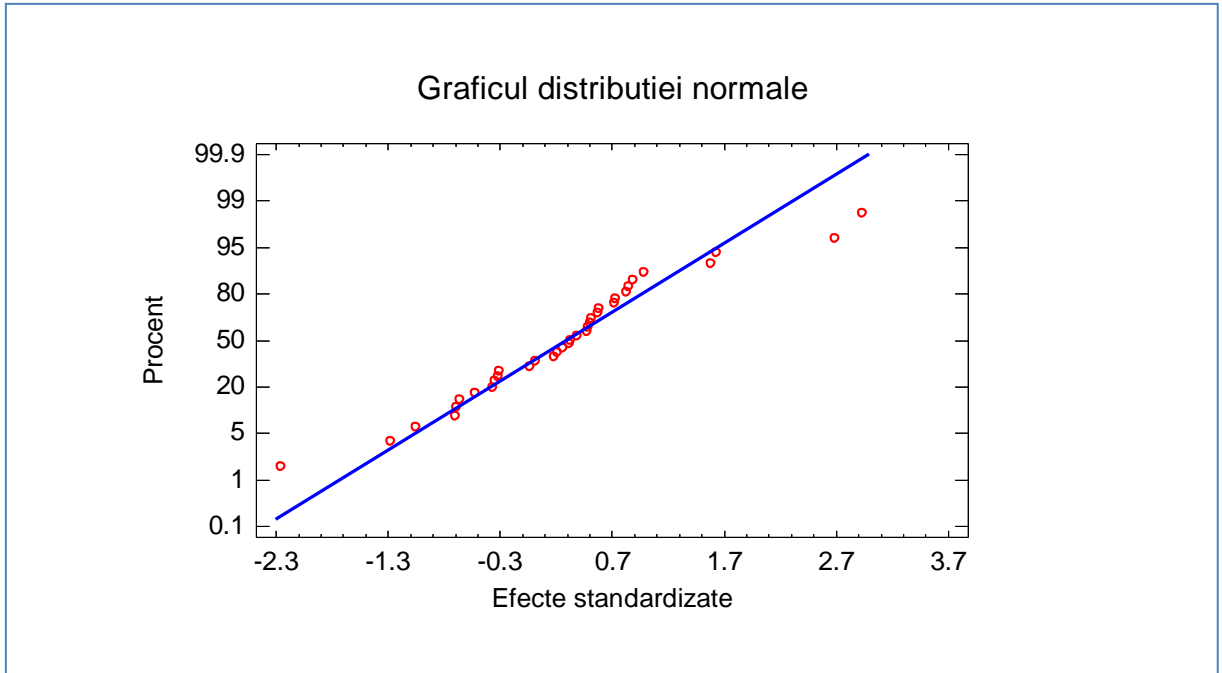


Fig. 54 Graficul distribuției normale pentru rezistența la compresiune

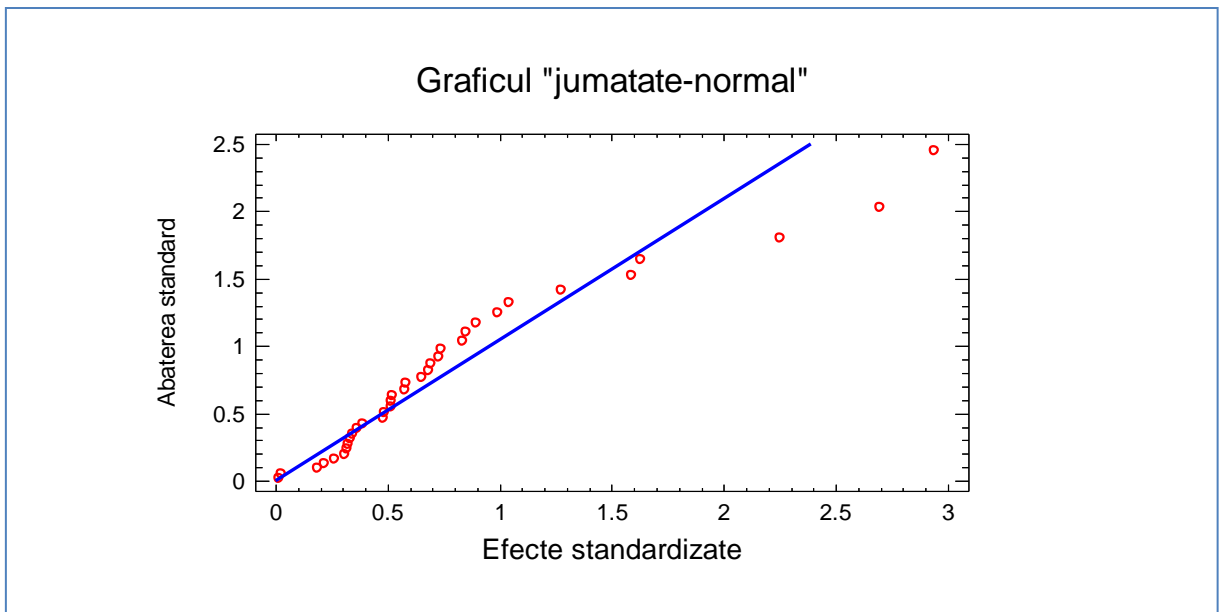


Fig. 55 Graficul "jumătate-normal" pentru rezistența la compresiune

ANEXA II

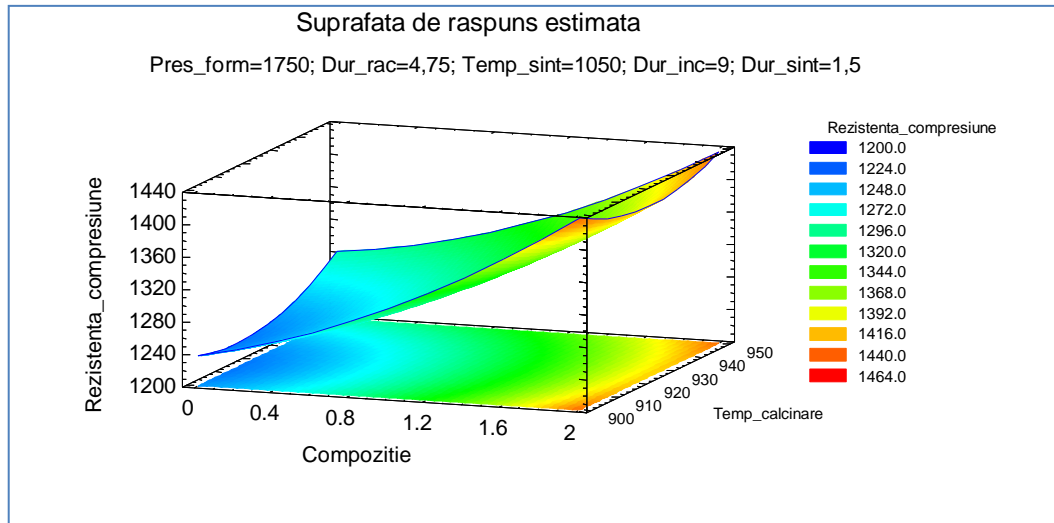


Fig. 56 Suprafața de răspuns estimată (compoziție – temperatură calcinare)

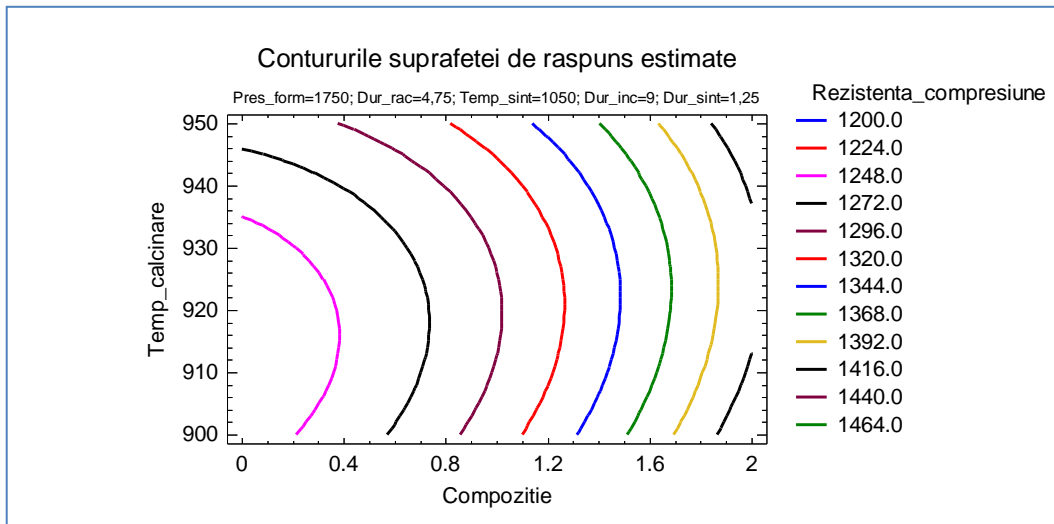


Fig. 57 Contururile suprafeței de răspuns estimate (compoziție – temperatură calcinare)

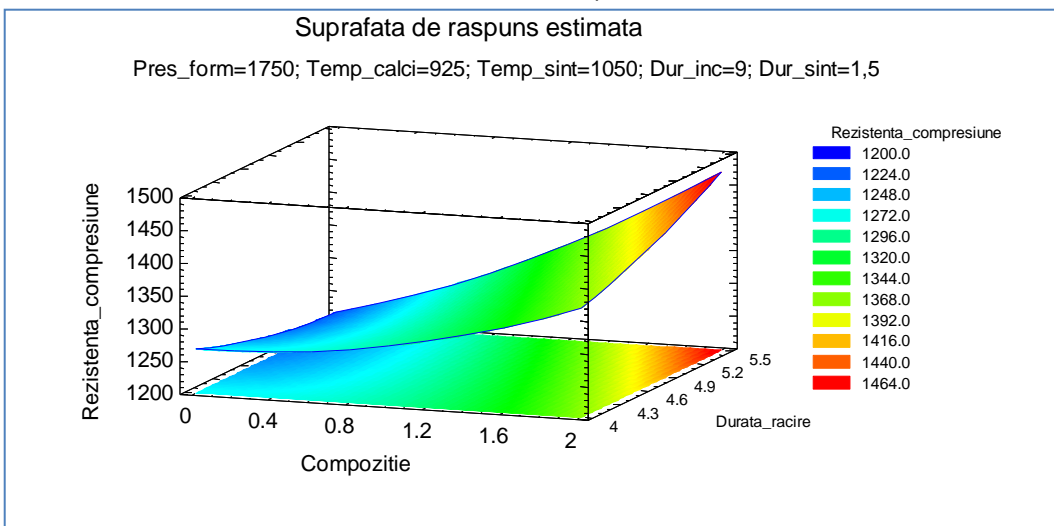


Fig. 58 Suprafața de răspuns estimată (compoziție – temperatură calcinare)

ANEXA II

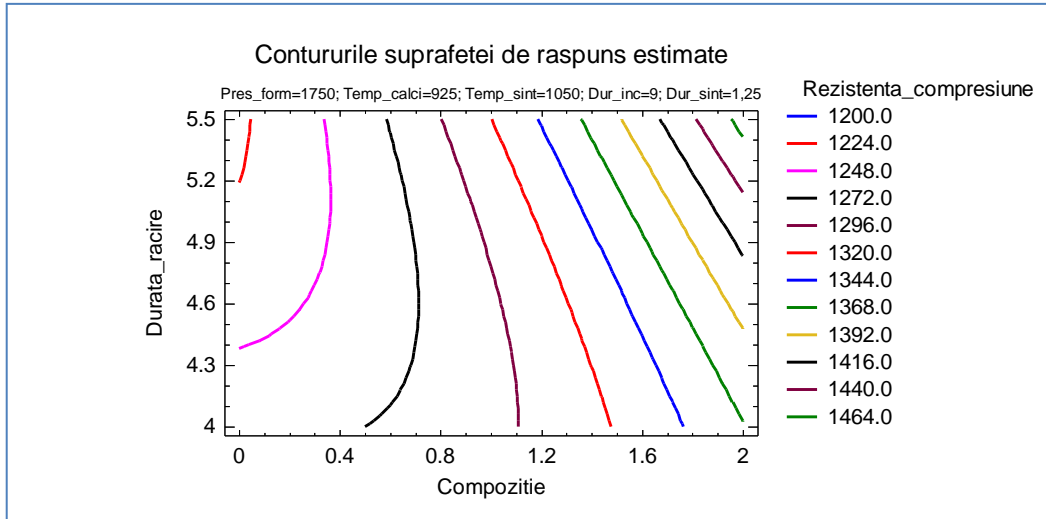


Fig. 59 Contururile suprafeței de răspuns estimate (compoziție – durată răcire)

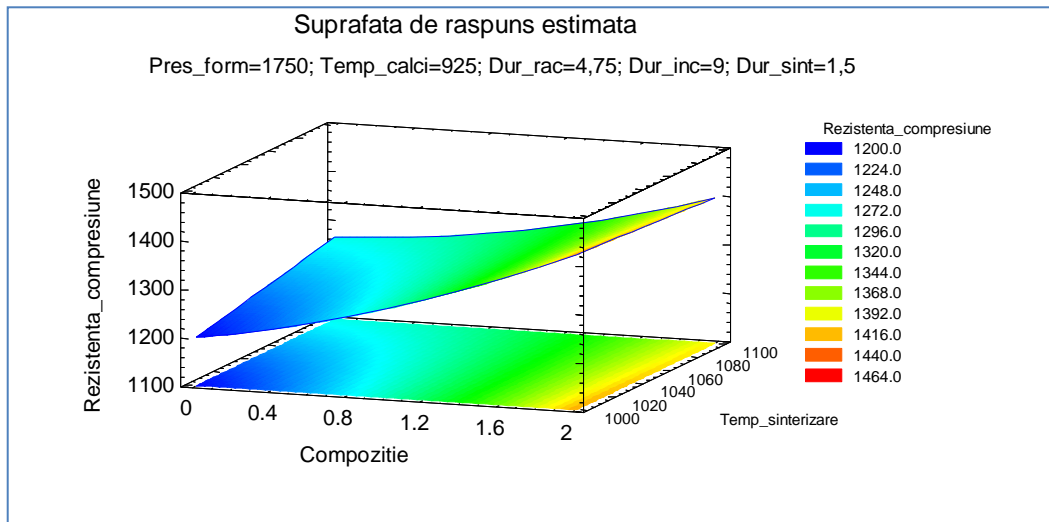


Fig. 60 Suprafața de răspuns estimate (compoziție – temperatură sinterizare)

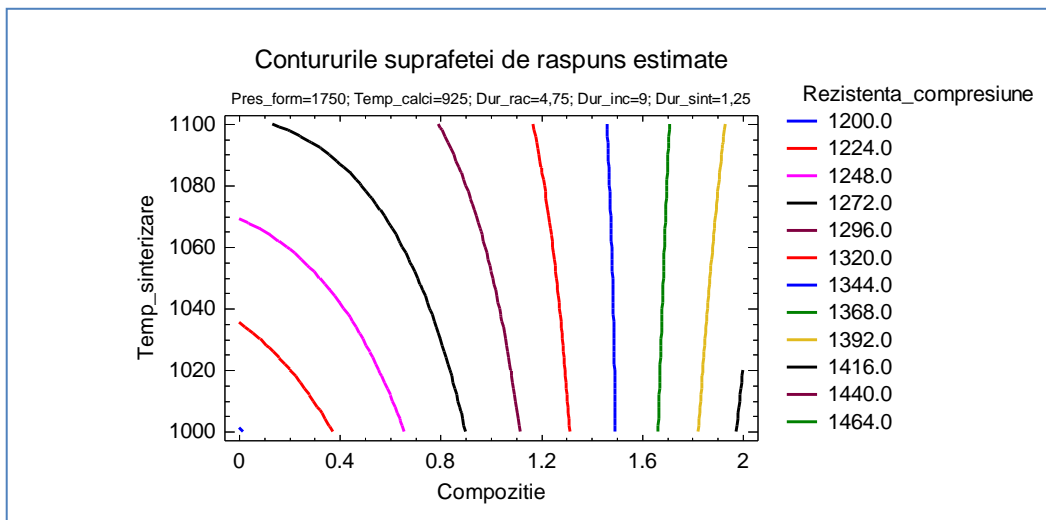


Fig. 61 Contururile suprafeței de răspuns estimate (compoziție – temp.sint)

ANEXA II

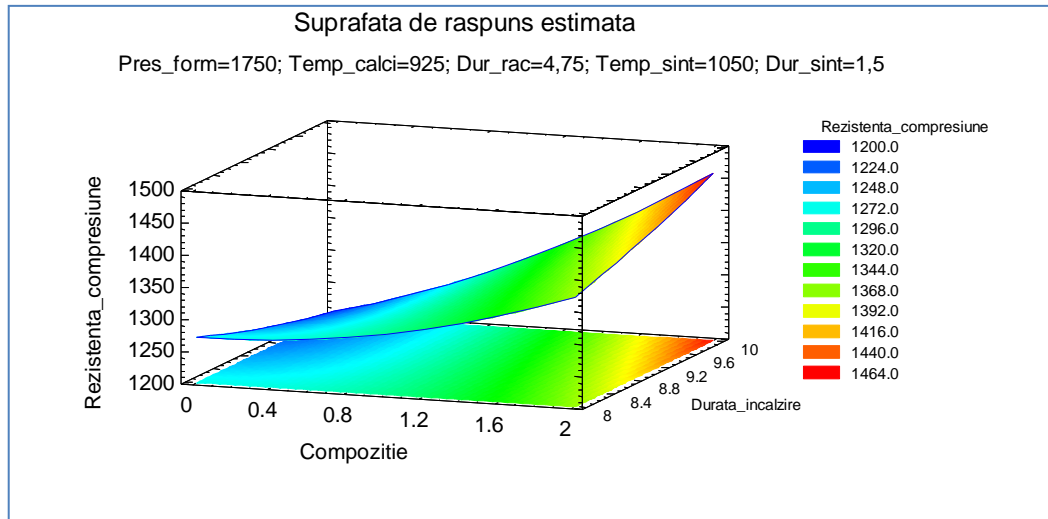


Fig. 62 Suprafața de răspuns estimată (compoziție – durată încălzire)

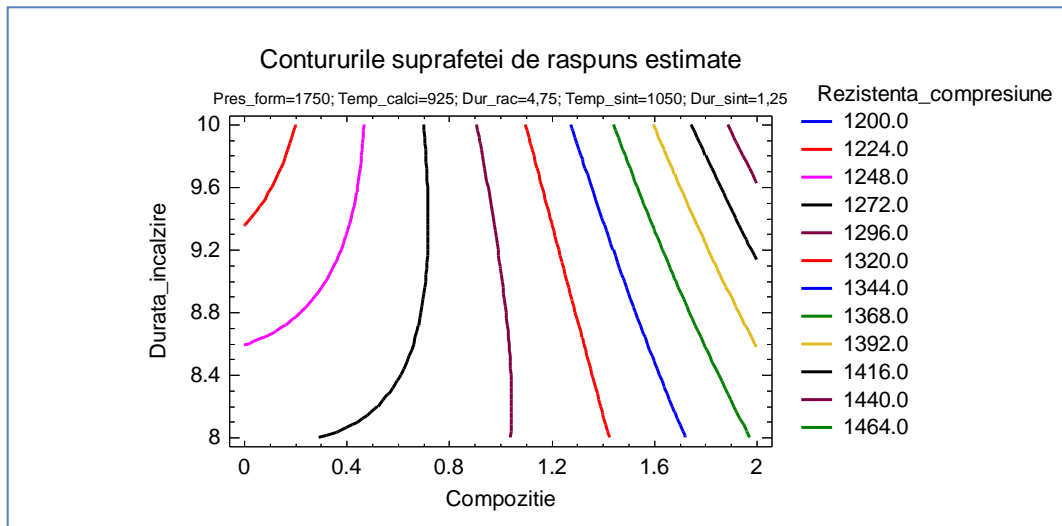


Fig. 63 Contururile suprafeței de răspuns estimate (compoziție – durată încălzire)

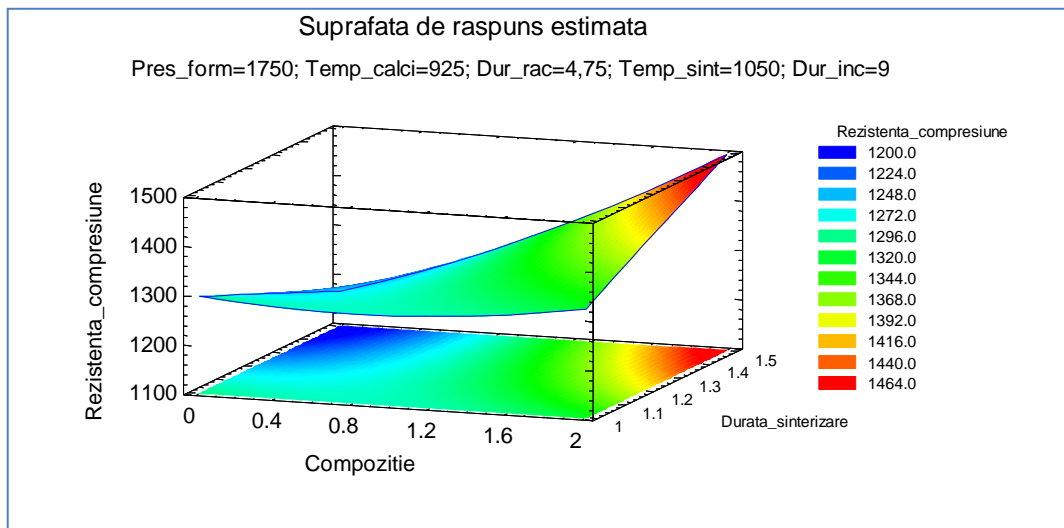


Fig. 64 Suprafața de răspuns estimate (compoziție – durată sinterizare)

ANEXA II

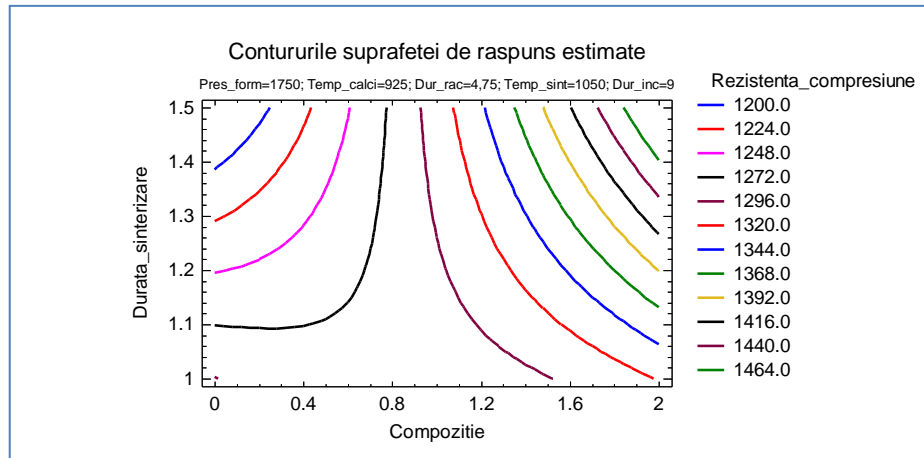


Fig. 65 Contururile suprafeței de răspuns estimate (compoziție – durată sinterizare)

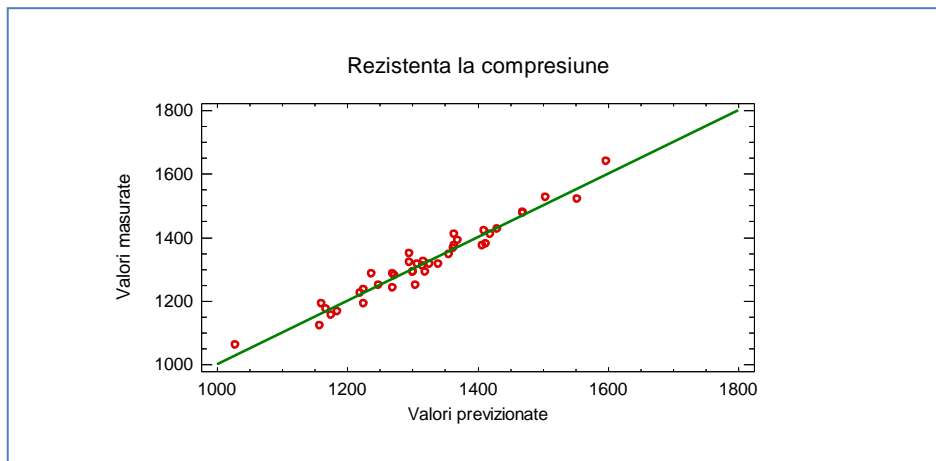


Fig. 66 Graficul valorilor masurate versus valorile previzionate

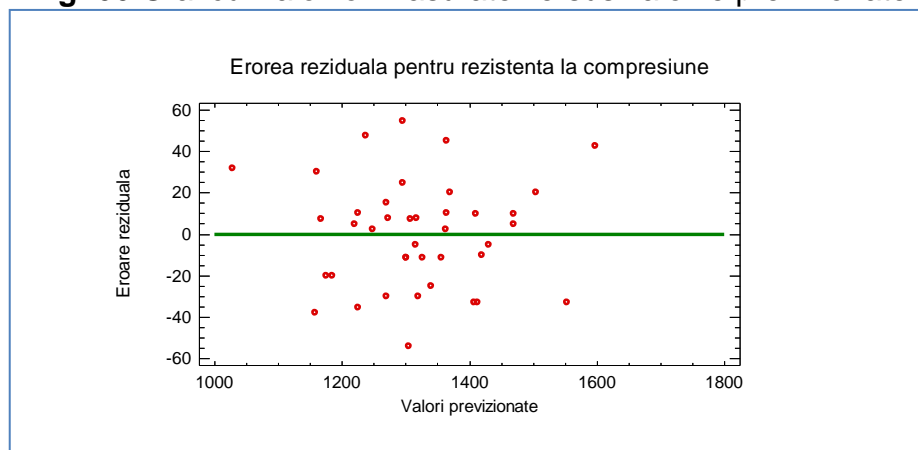


Fig. 67 Valorile erorii reziduale funcție de valorile previzionate

ANEXA II

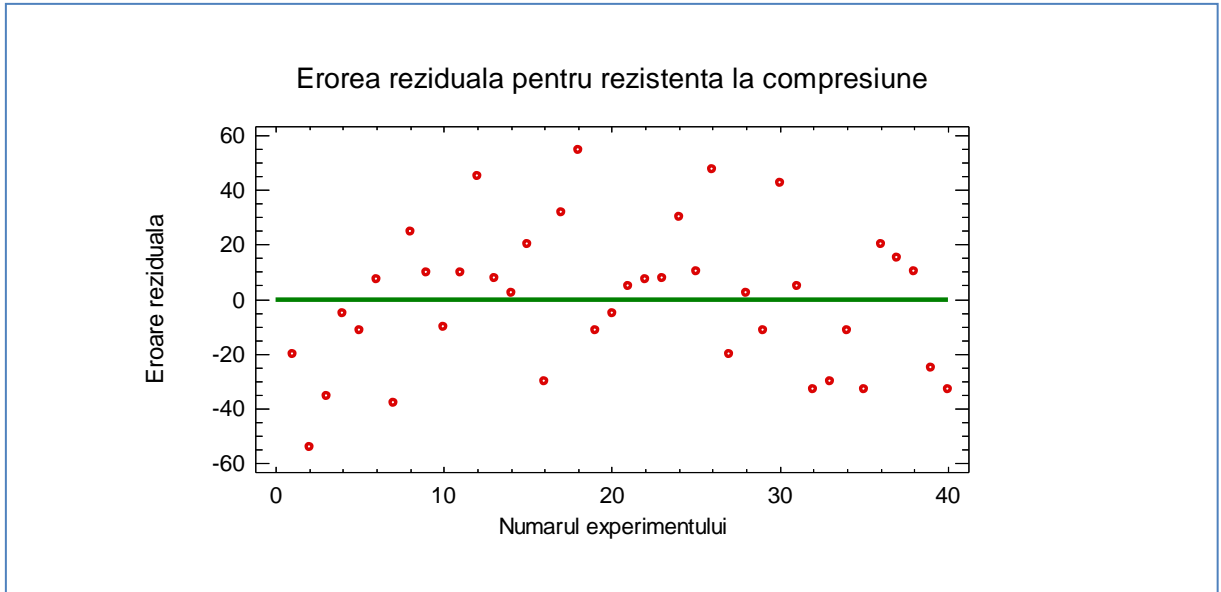


Fig. 68 Valorile erorii reziduale funcție de numărul experimentului

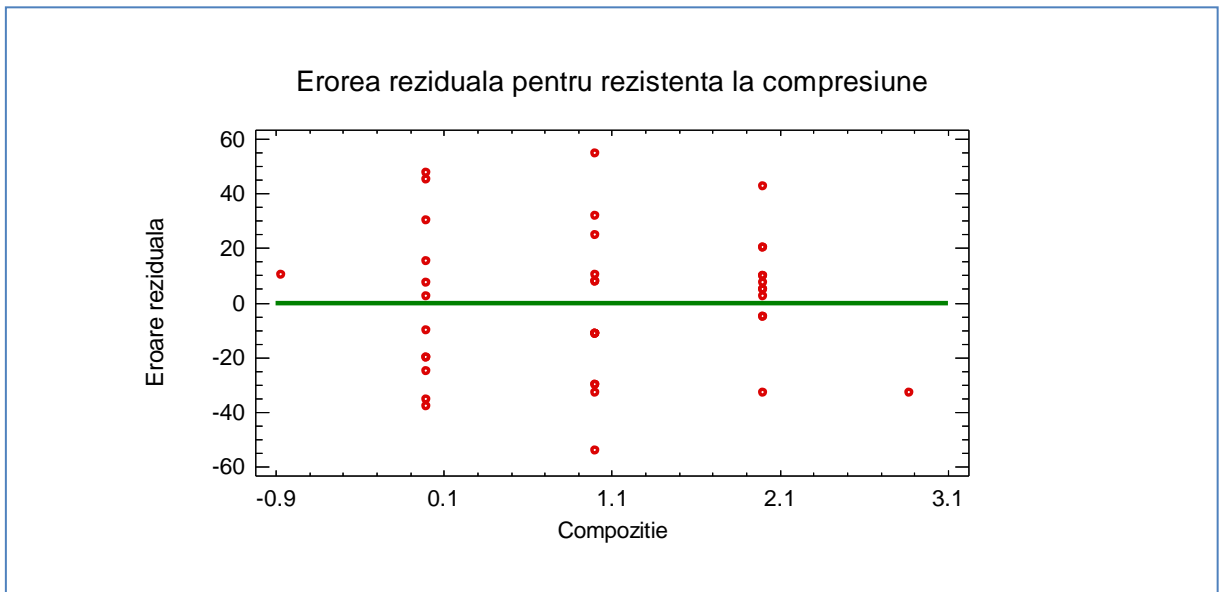


Fig. 69 Valorile erorii reziduale funcție de compoziție

ANEXA II

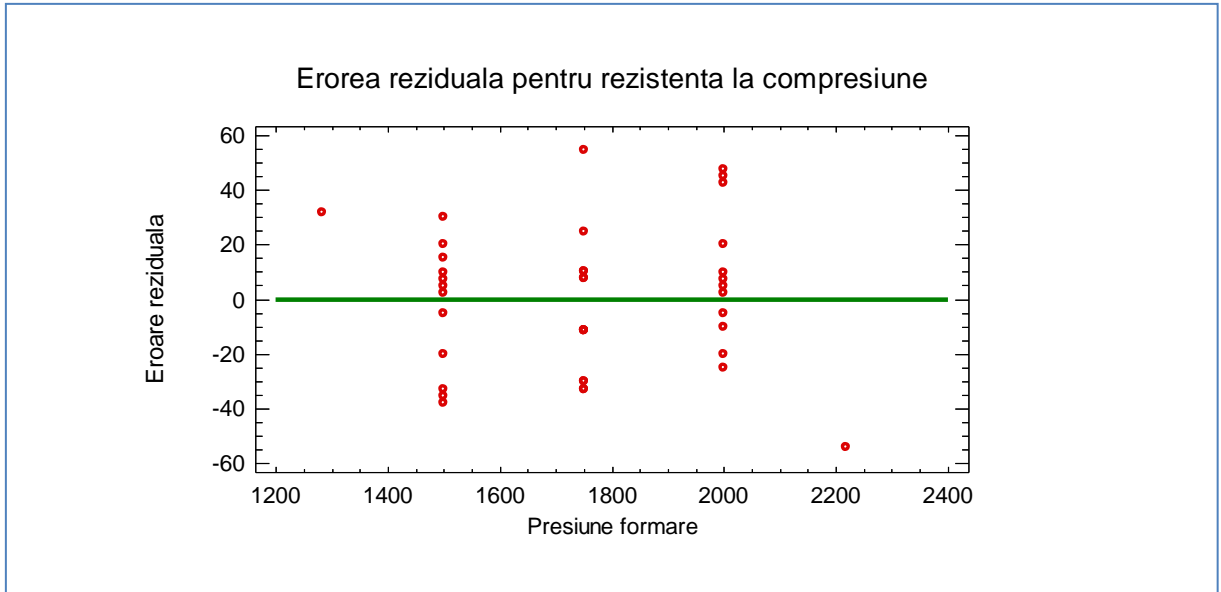


Fig. 70 Valorile erorii reziduale funcție de presiunea de formare

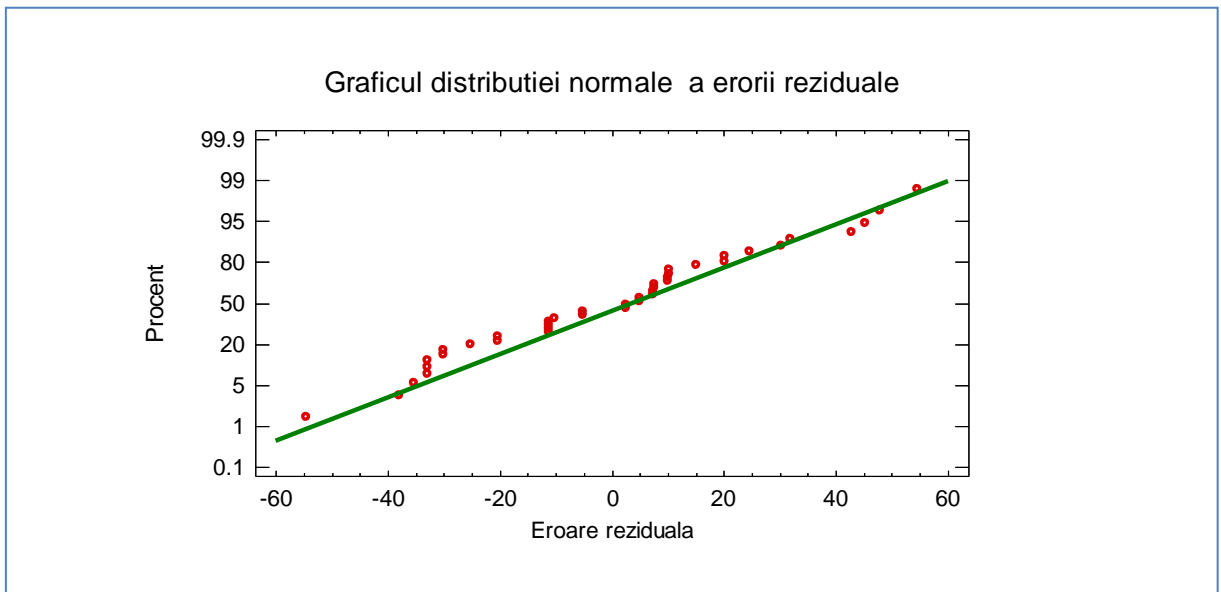


Fig. 71 Distribuția normală a erorii reziduale